



**Уральский
федеральный
университет**

имени первого Президента
России Б.Н.Ельцина

**Институт новых материалов
и технологий**

**Ю. Н. ЛОГИНОВ
А. Ю. ПОСТЫЛЯКОВ
Ю. В. ИНАТОВИЧ**

СОРТОВАЯ ПРОКАТКА МЕДИ

Учебное пособие



Министерство науки и высшего образования
Российской Федерации

Уральский федеральный университет
имени первого Президента России Б. Н. Ельцина

Ю. Н. Логинов, А. Ю. Постыляков, Ю. В. Инатович

СОРТОВАЯ ПРОКАТКА МЕДИ

Учебное пособие

Рекомендовано методическим советом
Уральского федерального университета
для студентов вуза, обучающихся
по направлению подготовки
22.03.02 — Metallургия

Екатеринбург
Издательство Уральского университета
2020

УДК 661.771-034.3(075.8)

ББК 34.621:24.121я73

Л69

Рецензенты:

заведующий кафедрой «Обработка металлов давлением» Института цветных металлов и материаловедения ФГАОУ ВО «Сибирский федеральный университет» проф., д-р техн. наук *С. Б. Сидельников*;

заведующий отделом обработки металлов давлением ОАО «Уральский институт металлов» канд. техн. наук *Г. П. Перунов*

Научный редактор — канд. техн. наук, доц. *А. М. Михайленко*

Логинов, Ю. Н.

Л69 Сортовая прокатка меди : учебное пособие / Ю. Н. Логинов, А. Ю. Постыляков, Ю. В. Инарович ; Мин-во науки и высшего образования РФ. — Екатеринбург : Изд-во Урал. ун-та, 2020. — 132 с.

ISBN 978-5-7996-3121-5

Описан современный совмещенный процесс литья — прокатки при производстве медной катанки. Описаны свойства деформируемого материала. Изложены приемы конечно-элементного моделирования напряженно-деформированного состояния при прокатке медной катанки. Показаны возможные пути рационализации прокатки медной катанки. Пособие предназначено для студентов всех форм обучения, а также может быть полезно слушателям ФПК и программ дополнительной подготовки специалистов.

Табл. 19. Рис. 68. Прил. 2.

УДК 661.771-034.3(075.8)

ББК 34.621:24.121я73

Учебное издание

Логинов Юрий Николаевич
Постыляков Александр Юрьевич
Инарович Юрий Владимирович

СОРТОВАЯ ПРОКАТКА МЕДИ

Редактор И. В. Меркурьева
Верстка О. П. Игнатьевой

Подписано в печать 07.10.2020. Формат 70х100/16. Бумага офсетная. Цифровая печать. Усл. печ. л. 10,6.
Уч.-изд. л. 7,6. Тираж 100 экз. Заказ 204.

Издательство Уральского университета
Редакционно-издательский отдел ИПЦ УрФУ
620049, Екатеринбург, ул. С. Ковалевской, 5. Тел.: +7 (343) 375-48-25, 375-46-85, 374-19-41. E-mail: rio@urfu.ru

Отпечатано в Издательско-полиграфическом центре УрФУ
620083, Екатеринбург, ул. Тургенева, 4. Тел.: +7 (343) 358-93-06, 350-58-20, 350-90-13. Факс: +7 (343) 358-93-06
<http://print.urfu.ru>

ISBN 978-5-7996-3121-5

© Уральский федеральный
университет, 2020

Оглавление

Введение	5
1. Описание совмещенного процесса литья — прокатки в производстве медной катанки	6
1.1. Структура производства медной катанки	6
1.2. Технологические схемы производства медной катанки.....	8
1.3. Вероятность дефектообразования	15
2. Описание свойств деформируемого материала	16
2.1. Регламент свойств катанки	16
2.2. Тест на спиральное удлинение	18
2.3. Тест на закручивание	28
2.4. Структура медной катанки	38
3. Конечно-элементное моделирование напряженно- деформированного состояния при прокатке медной катанки.....	42
3.1. Постановка задачи моделирования прокатки медной катанки методом конечных элементов	42
3.2. Постановка задачи моделирования температурных полей в валках при прокатке медной катанки методом конечных элементов	49
3.3. Анализ деформированного состояния	53
3.4. Анализ напряженного состояния	64
3.5. Анализ температурных полей в валках.....	67
4. Возможные пути рационализации прокатки медной катанки.....	74
4.1. Методы расчета калибровок валков и рационализации режимов сортовой прокатки	74
4.2. Адаптация математической модели расчета формоизменения для случая прокатки кислородсодержащей меди.....	78
4.3. Пример разработки новой калибровки валков.....	83
4.4. Рационализация схемы прокатки в промежуточной группе клетей	92

4.5. Рационализация скоростного режима прокатки	99
4.6. Разработка новой формы заготовки для прокатки круглого сортового профиля	107
Вопросы для самоконтроля.....	115
Список библиографических ссылок.....	117
Приложение 1. Шаблоны калибров ЛПА	127
Приложение 2. Номинальный режим прокатки медной катанки на литейно-прокатном агрегате	132

Введение

Медь в большей мере востребована в виде проводников электрического тока. Производство медной катанки является основным заготовительным процессом изготовления кабелей и проводов, шинопроводов, коллекторных профилей и других изделий электротехнического назначения, мировой объем потребления которых проявляет тенденцию к устойчивому росту. Поскольку качество указанных видов продукции во многом определяется свойствами катанки, используемой для их изготовления, требования к ней со стороны потребителей постоянно ужесточаются.

В настоящее время медную катанку изготавливают преимущественно высокопроизводительным методом непрерывного литья — прокатки, пришедшей на смену прокатке вайербарсов, по технологическим схемам Southwire's SCR, SMS Meer CONTIROD и CCR Properzi. Суммарная производственная мощность российских предприятий-изготовителей медной катанки полностью обеспечивает потребности кабельной промышленности России и позволяет экспортировать катанку на международные рынки.

Высокопроизводительный процесс сортовой прокатки не лишен недостатков, как любой технологический процесс. И литье, и прокатка сопровождаются явлениями дефектообразования. По ходу обработки меняется структура и текстура металла, происходит видоизменение дефектов. Наличие части этих дефектов недопустимо в конечном продукте. Поэтому нужны методы анализа, которые описывали бы явления, происходящие в деформируемой среде и позволяли бы сделать технологический процесс более рациональным и эффективным.

В этой книге будут приведены методы такого анализа.

1. Описание совмещенного процесса литья — прокатки в производстве медной катанки

1.1. Структура производства медной катанки

Медь как материал широко используют в различных отраслях промышленности (электротехника и электроника, строительство, машиностроение, транспорт, потребительские товары) благодаря ее высокой электро- и теплопроводности, коррозионной стойкости и другим ценным свойствам [1, 2].

Основное количество производимой меди используют в виде различных деформируемых полуфабрикатов, среди которых 74 % составляет медная катанка (рис. 1). Различный прокат, трубы и заготовки применяют в значительно меньшем суммарном объеме, который находится на уровне 26 %.

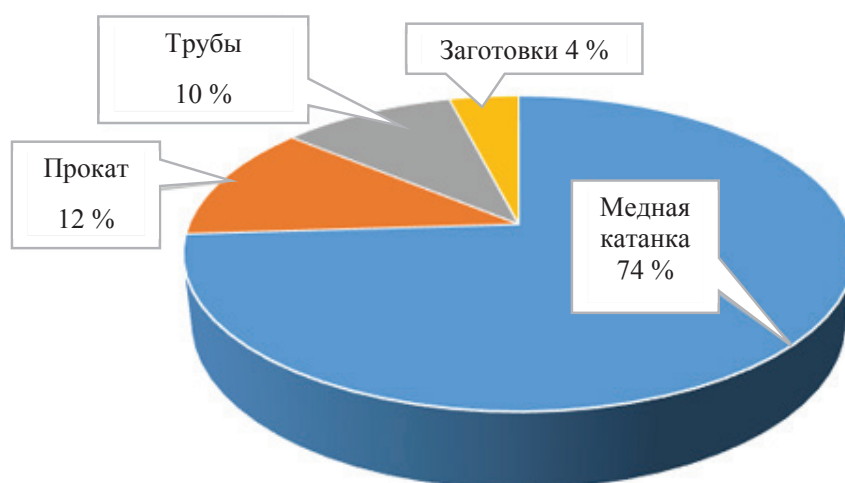


Рис. 1. Структура потребления меди по видам продукции [3]

В соответствии с ГОСТ 53803—2010 [4] катанкой является заготовка с круглым поперечным сечением, постоянным по всей длине, свернутая в бухту, изготавливаемая методом непрерывного литья или методом непрерывного литья и прокатки. Медную катанку широко применяют для изготовления кабельных изделий, контактных проводов воздушной сети городского и магистрального транспорта, токопроводящих шин, коллекторных профилей и др. [5].

Основными изготовителями медной катанки в России являются предприятия «Уралэлектромедь», «КМЭЗ», «Роскат», «Элкат», «Камкат», «Новгородский металлургический завод», «Транска́т», «ОЗЦМ — Оскольский завод цветных металлов», «Налка́т». Их относительные доли в структуре производства [6] приведены на рис. 2.

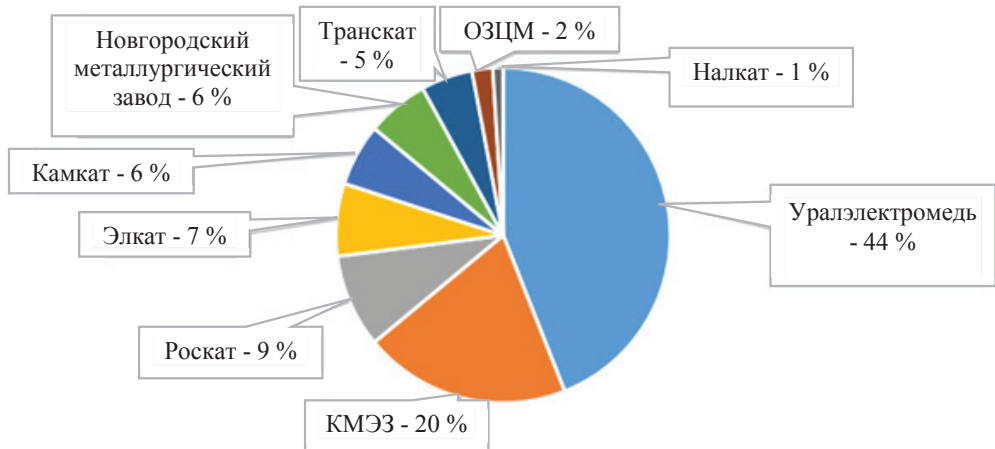


Рис. 2. Структура производства медной катанки в России

До начала 1950-х гг. медная катанка производилась методом горячей прокатки вайербарсов на полунепрерывных и непрерывных сортовых станах. После прокатки катанку подвергали травлению серной кислотой для удаления поверхностного окисленного слоя, затем концы отдельных раскатов соединяли посредством контактной сварки. Многочисленные проблемы обеспечения качества катанки, производимой по данной технологической схеме, не могли быть решены ввиду ее дискретного характера [7].

Поиски новых высокопроизводительных способов в совокупности с постоянно растущими требованиями к качеству привели к идее совмещения процессов непрерывного литья и прокатки в единый

технологический агрегат (ЛПА). Опытно-конструкторские работы по их созданию вели в разных странах (в том числе и в СССР) начиная с 1950-х гг. [8]. Одновременно с этим проводили исследования возможности получения катанки с использованием только процесса литья [9]. Результатом этих работ стал пуск в эксплуатацию агрегатов, отличающихся друг от друга исполнением основных конструктивных элементов и принципом ведения технологического процесса. В соответствии с последним, их можно подразделить на процессы получения непрерывно-деформированной (CCR Continuus Properzi, Southwire's SCR, SMS Meer CONTIROD и др.) и непрерывно-литой катанки (UPCAST, Rautomead и др.). Структура мирового производства катанки по типу применяемой технологии представлена на рис. 3 [10].



Рис. 3. Структура мирового производства медной катанки по типу применяемой технологии

1.2. Технологические схемы производства медной катанки

В состав основного технологического оборудования любого современного литейно-прокатного агрегата, вне зависимости от производителя, входят плавильная печь, миксер, литейная машина, прокатный стан, линии осветления, охлаждения и консервации, сборщик бухт и упаковочный пресс. Вместе с тем исполнение указанных единиц оборудования, их технические и эксплуатационные характери-

стики заметно различаются [11, 12], в особенности это касается конструкции литейной машины и прокатного стана, а также применяемой калибровки валков последнего.

В литейно-прокатных агрегатах применяют литейные машины роторного и ленточного типа. Основу конструкции первых составляют два вращающихся колеса: литейное и натяжное, — охваченных с внешней стороны замкнутой стальной лентой. По периметру литейного колеса выполнен канал, вместе с лентой образующий вращающийся кристаллизатор, в который из миксера подается расплав меди. Непрерывно-литая заготовка в поперечном сечении обычно имеет форму трапеции. Такие машины используют в составе своих ЛПА компании Properzi и Southwire. В машинах ленточного типа горизонтальные стенки поступательно движущегося кристаллизатора образуют две бесконечные стальные ленты, а вертикальные — цепи бронзовых дамб-блоков, движение и натяжение которых обеспечивается соответствующими барабанами. Машины указанного типа используют в ЛПА компании SMS Meer GmbH (технология CONTIROD).

Прокатные станы ЛПА отличаются конструкцией рабочих клеток и применяемой калибровкой. Так, в станах Properzi используют преимущественно трехвалковые клетки с расположением валков под углом 120° друг к другу и калибровкой шестигранник — стрельчатый треугольник — круг. В станах Southwire и SMS Meer GmbH применяют двухвалковые клетки с системой ящичных калибров в черновых и системой овал — круг в предчистовых и чистовых клетях. Клетки черновой и чистовой групп обычно имеют индивидуальный привод, тогда как предчистовой группы — групповой. Общее количество клеток варьируется в зависимости от производительности.

Предприятие «Уралэлектромедь», расположенное в г. Верхней Пышме Свердловской области, является крупнейшим изготовителем медной катанки в России. Годовая производственная мощность предприятия составляет 280 тыс. т (табл. 1), а доля на внутреннем рынке — около 40 %. Выпуск катанки осуществляется методом непрерывного литья-прокатки по технологии CONTIROD® (SMS Meer GmbH) в соответствии с требованиями стандартов ГОСТ Р 53803—2010, ASTM B 49—10, BS EN 1977:2013.

Принципиальная схема литейно-прокатного агрегата, функционирующего на АО «Уралэлектромедь», приведена на рис. 4. Непосредственно процесс производства описан ниже.

Таблица 1

**Производственные мощности и применяемая технология
основных российских изготовителей медной катанки**

Изготовитель медной катанки	Годовая производственная мощность, тыс. т	Применяемая технология
Уралэлектромедь	280	CONTIROD
Элкат	155	Southwire's SCR
Новгородский металлургический завод	90	
Транскаат	70	
Роскаат	70	
КМЭЗ	83	
Налкаат	11	PROPERZI
Камкаат	11	

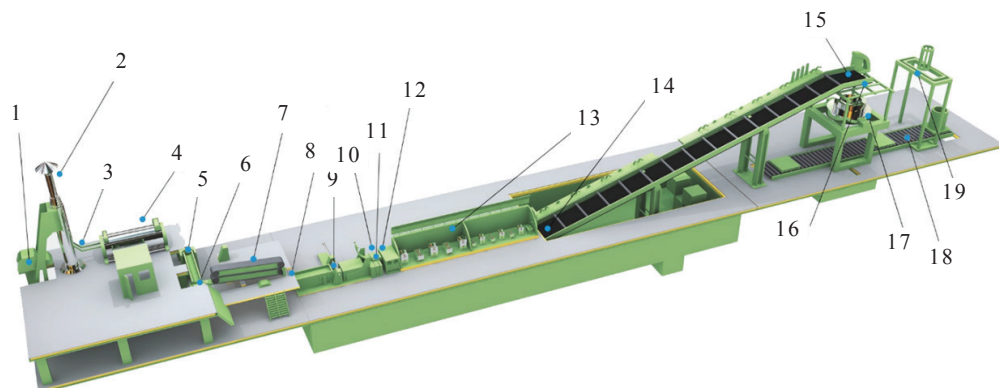


Рис. 4. Принципиальная схема ЛПА, функционирующего на АО «Уралэлектромедь»:

1 — скиповый подъемник; 2 — плавильная шахтная печь; 3 — разливочный желоб; 4 — миксер; 5 — литейный желоб; 6 — литейный ковш; 7 — литейная машина; 8 — изгибающий рольганг; 9 — трайб-аппарат; 10 — маятниковые ножницы; 11 — подъемный стол; 12 — фрезагрегат; 13 — прокатный стан; 14 — линия осветления, охлаждения и сушки; 15 — изгибающий рольганг; 16 — линия нанесения воскового покрытия; 17 — укладчик и сборщик бухт; 18 — транспортное устройство; 19 — упаковочный пресс

В качестве исходного сырья в ЛПА используют катодную медь марки М00к [13, 14], а также собственные возвратные отходы с участков прокатного и волочильного производства. Сырье посредством скипового подъемника 1 загружают в плавильную шахтную печь 2. Из плавильной печи по разливочному желобу 3 расплав меди поступает в миксер 4, в котором осуществляют его рафинирование, регулирование интенсивности потока, а также удаление шлаковых составляющих. Из миксе-

ра расплав последовательно подают в литейный желоб 5, ковш 6 и литейную машину 7 ленточного типа, предназначенную для получения медной заготовки размерами $B_0 = 120$ мм и $H_0 = 70$ мм методом непрерывного литья со скоростью 11,0 м/мин (рис. 5).



Рис. 5. Литейная машина в процессе работы

После выхода из литейной машины, заготовку переводят в горизонтальное положение и центрируют по линии прокатки посредством изгибающего рольганга 8. Трайб-аппарат 9, приводные ролики которого постоянно прижаты к заготовке, обеспечивает синхронизацию скорости процессов литья и прокатки. Резку заготовки в моменты запуска ЛПА и при аварийных остановках выполняют маятниковые ножницы 10. Отрезанные части заготовки удаляются с подъемного стола 11 толкателями. После прекращения резки, стол опускают и заготовку по нему подают во фрезагрегат 12, предназначенный для снятия с четырех ее сторон фасок $5 \times 45^\circ$. Этим предотвращается попадание заусенцев или смятых острых углов внутрь полосы, приводящее к появлению ряда дефектов в катанке [15]. Далее заготовка поступает в прокатный стан (рис. 6).



Рис. 6. Непрерывно-литая заготовка на входе в прокатный стан

Прокатный стан 13 (рис. 7), используемый для получения медной катанки номинальным диаметром 8 мм из непрерывно-литой заготовки, включает в себя следующие основные элементы: черновую группу клеток (проходы № 1–4), аварийные ножницы, промежуточную группу клеток (проходы № 5–12), чистовую группу клеток (проходы № 13–14).

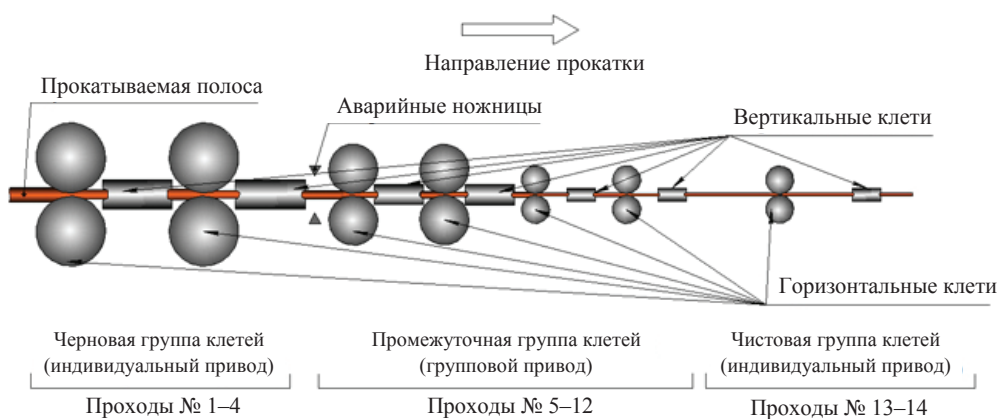


Рис. 7. Структурная схема прокатного стана

В каждой из трех указанных групп чередуются горизонтальные (нечетные номера проходов) и вертикальные (четные номера проходов) клетки, что устраняет необходимость кантовки (и соответственно скручивание) полосы в промежутках между проходами. Сами клетки представляют собой кассетную конструкцию с консольно установленными рабочими приводными валками, посредством которых осуществляют пластическое деформирование материала полосы.

Валки всех клеток приводятся во вращение от двигателей через редуктор, шестеренную клеть и универсальные шпиндели. Клетки черновой и чистовой групп имеют индивидуальный привод, тогда как клетки предчистовой группы — групповой. Технические характеристики используемых двигателей приведены в табл. 2.

Таблица 2

Технические характеристики двигателей рабочих клеток прокатного стана

Номер клетки	Номинальный ток, А	Номинальное число оборотов, об/мин	Номинальная мощность, кВт
1–2	235	1225	83
3–4	642	1755	247
5–12	1957	1200	1300
13–14	625	2500	230

В проходах № 1–2 применяют систему ящичных калибров, в остальных — систему овал — круг. Формоизменение полосы по проходам прокатного стана приведено на рис. 8. Калибровка валков (с указанием диаметров по буртам) прокатного стана по проходам приведена в прил. 1. Номинальный режим прокатки медной катанки на выше-описанном литейно-прокатном агрегате приведен в прил. 2.

Все клетки имеют трубопроводы для эмульсии, масла и сжатого воздуха. Охлаждение рабочих валков осуществляют индивидуально путем подачи эмульсии через систему форсунок, расположенных на кольцевом коллекторе.

Каждая клеть также снабжена вводной и выводной валковой арматурой. В последней, чистовой, клетки стана расположена дополнительная отклоняющая проводка, посредством которой катанку передают в линию осветления, охлаждения и сушки 14 (см. рис. 4), состоящую из соответствующих последовательно расположенных секций. В линии проводят восстановление оксидов меди на поверхности катанки до чистой меди, ее охлаждение до температуры 50–60 °С и сушку

сжатым воздухом. После выхода из последней секции катанку переводят из горизонтального положения в вертикальное посредством изгибающего рольганга 15 и подают в линию нанесения воскового покрытия 16, которое проводят в целях защиты от влияния окружающей среды во время транспортировки и складирования. Далее в укладчике и сборщике бухт 17 формируют и накапливают витки катанки. Полностью сформированную бухту (рис. 9) выводят с позиции посредством транспортного устройства 18 (см. рис. 4).

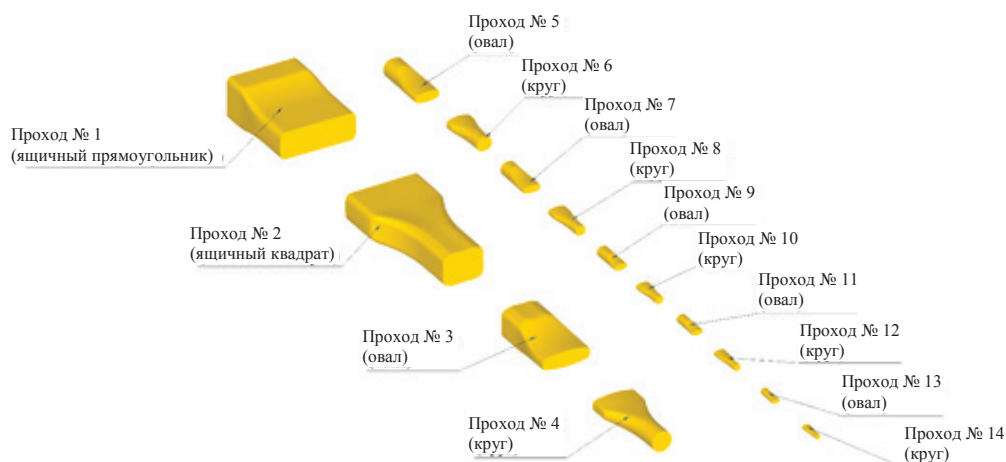


Рис. 8. Формоизменение полосы по проходам прокатного стана



Рис. 9. Сформированная бухта медной катанки

Упаковочный пресс 19 предназначен для прессования и обвязки поступающих бухт готовой медной катанки.

1.3. Вероятность дефектообразования

На стадии описанных выше переделов встречаются различные дефекты, связанные с анизотропией свойств непрерывно-литой заготовки, ее дендритной структурой, выделением в горячем состоянии кислорода в виде закиси меди по границам зерен, неоднородным распределением механических свойств и немонотонным характером пластического течения кислородсодержащей меди [16, 17]. Наличие дефектов отрицательно сказывается на уровне качества производимой катанки, в частности на показателях обрывности на последующем волочильном переделе [18, 19], а также приводит к выбраковке отдельных партий в соответствии с требованиями стандартов и общему снижению выхода годного.

По данным работ [20–22] одним из определяющих факторов формирования качества продукции на стадии прокатного передела является напряженно-деформированное состояние (НДС) полосы, влияющее на возможность как образования, так и выработки дефектов от предыдущих переделов. НДС определяется по комплексу условий прокатки, среди которых одним из наиболее значимых является калибровка валков стана. Несмотря на отсутствие строгой методологии проектирования калибровок, призванных обеспечить минимальное количество дефектов в продукции, определенные недостатки НДС для конкретного случая могут быть выявлены в процессе его анализа. Достаточно известным является воздействие состояния рабочих валков и процессов, связанных с их изнашиванием, на качество поверхности проката, что, в частности, описано в работах [23, 24]. Кроме того, затраты энергии на прокатку при использовании различных калибровок для получения одного и того же профиля при прочих равных условиях оказываются различными, что связано с особенностями деформации [25, 26]. Следовательно, постоянно требуется проведение исследований, направленных на выявление недостатков регламентированного технологического режима с позиции НДС полосы, поиск резервов повышения энергоэффективности процесса.

2. Описание свойств деформируемого материала

2.1. Регламент свойств катанки

Медная катанка в России выпускается в соответствии с требованиями ГОСТ Р 53803—2010 [4]. Стандарт устанавливает требования к химическому составу, размерам, техническим характеристикам катанки и методы испытаний. Стандартом установлена терминология в данной области.

Овальностью (отклонение от круглой формы) является половина разности наибольшего и наименьшего значений диаметров, измеренных в одном поперечном сечении перпендикулярном к оси катанки. Бухта — это отрезок изделия, намотанный в серию непрерывных витков.

Существуют следующие марки катанки: КМ — катанка медная; КМб — катанка медная бескислородная; КМор — катанка медная, полученная методом непрерывного литья и прокатки из рафинированных отходов и лома меди.

Номинальный диаметр катанки и предельное отклонение от номинального диаметра, мм, должны соответствовать следующим:

- ▶ при диаметре катанки 8,0; 9,5; 10,0; 11,4; 12,7; 13,0; 14,0 предельное отклонение не более ($\pm 0,4$) мм;
- ▶ при диаметре катанки 16,0; 18,0; 22,0; 23,0 предельное отклонение — не более ($\pm 0,6$) мм.

Овальность катанки не должна превышать предельное отклонение от диаметра. Катанка по всей длине должна иметь чистую и гладкую поверхность.

На поверхности катанки допускаются раковины, риски, вмятины, забоины и другие поверхностные дефекты, глубина которых при контрольной зачистке не превышает 0,2 мм. Допускаемые дефекты не должны препятствовать дальнейшей переработке катанки.

Катанка марки КМ по химическому составу должна соответствовать меди марок М001, М0; катанка марки КМб — меди марок М001б, М0б; катанка марки КМор — меди марки М1ор.

Химический состав меди марок М0, М0б по ГОСТ 859–2014 и марок М001, М001б, М1ор по ГОСТ Р 53803–2010 должен соответствовать указанному в табл. 3.

Таблица 3

Допускаемое содержание элементов

Элемент		Массовая доля, %, не более, для меди марок				
		М001	М0	М001б	М0б	М1ор
Примеси по группам:						
I	Висмут	0,000 2	0,000 5	0,000 2	0,001	—
	Селен	0,000 2	—	0,000 2	—	—
	Теллур	0,000 2	—	0,000 2	—	—
	Сумма 1-й группы	0,000 3	—	0,000 3	—	—
II	Хром	—	—	—	—	—
	Марганец	—	—	—	—	—
	Сурьма	0,000 4	0,002	0,000 4	0,002	—
	Кадмий	—	—	—	—	—
	Мышьяк	0,000 5	0,001	0,000 5	0,002	—
	Фосфор	—	—	—	0,002	—
	Сумма 2-й группы	0,001 5	—	0,001 5	—	—
III	Свинец	0,000 5	0,003	0,000 5	0,003	—
IV	Сера	0,001 5	0,003	0,001 5	0,003	—
V	Олово	—	0,001	—	0,002	—
	Никель	—	0,002	—	0,002	—
	Железо	0,001	0,004	0,001	0,004	—
	Кремний	—	—	—	—	—
	Цинк	—	0,003	—	0,003	—
	Кобальт	—	—	—	—	—
	Сумма 5-й группы	0,002	—	0,002	—	—
VI	Серебро	0,002 5	—	0,002 5	—	—
Сумма примесей		0,006 5	—	0,006 5	—	0,065
Кислород		0,04	0,04	0,001	0,001	0,025

Примечания:

1. Массовую долю меди для меди марок М001, М001б определяют путем вычитания суммы массовых долей примесей из 100 %. Массовая доля (медь + серебро) для меди марок: М0 не менее 99,93 %; М0б не менее 99,97 %; М1ор не менее 99,91 %.
2. Допускается изготовление катанки из меди марок с массовой долей кислорода: М001, М0, М1ор не более 0,065 %; М001б, М0б не более 0,002 %.
3. Знак «—» означает, что элемент не нормируется.

Удельное электрическое сопротивление, $\text{Ом} \cdot \text{м} \cdot 10^{-6}$, катанки или отожженной проволоки, протянутой из катанки, должно быть, не более:

- ▶ для катанки из меди марок М001, М0016 — 0,017 07;
- ▶ для катанки из меди марок М0, М06, М1ор — 0,017 18.

Временное сопротивление катанки должно быть не менее 160 МПа, относительное удлинение после разрыва катанки должно быть не менее 35 %.

Катанка всех марок должна выдерживать испытание на скручивание с последующим раскручиванием без разрушения и появления дефектов литья и прокатки, глубина которых при контрольной зачистке превышает 0,2 мм.

Катанка всех марок должна выдерживать испытание на скручивание в одну сторону. Число скручиваний в одну сторону до полного разрушения должно быть, не менее, для катанки диаметром: 8,0 мм — 50; свыше 8,0 мм до 13,0 мм включительно — 15; свыше 13,0 мм — 8.

Требования к испытанию на скручивание будут следующие:

- ▶ если номинальный диаметр катанки 8,0 мм, число скручиваний (числитель) с последующим раскручиванием (знаменатель) 10/10;
- ▶ свыше 8,0 до 13,0 мм включительно — 8/8;
- ▶ свыше 13,0 до 16,0 мм включительно — 5/5;
- ▶ свыше 16,0 мм — 3/3.

При оформлении заказа допускается устанавливать дополнительные требования к катанке марок: КМ и КМор на удлинение спирали; КМб на стойкость против водородной хрупкости.

2.2. Тест на спиральное удлинение

Требования нормативных документов относительно теста на спиральное удлинение являются необычными, поэтому ниже приведены сведения о порядке проведения опытов.

подавляющее количество проводных систем в технике и быту выполняется из меди электротехнического назначения. По требованиям ГОСТ 546—2001 [14] на медные катоды и техническим условиям стандарта на медную катанку предусмотрено проведение испытания меди на спиральное удлинение. Это испытание в соответствии с требованиями ГОСТ 28515—97 [27] распространяется только на медь марки М00.

Метод направлен на определение способности меди к рекристаллизации при заданных параметрах термической обработки, что косвенно свидетельствует о химической чистоте меди. Тем самым удается оценить содержание микропримесей, которое трудно оценить с помощью даже самых современных методов анализа из-за малой их концентрации на уровне 0,000 1 % (1 ppm).

Следует отметить, что описанный метод введен в практику исследований состояния металла относительно недавно и в технической литературе не затихают споры о достоверности оценки температуры рекристаллизации, а значит, и химической чистоты меди по показателю спирального удлинения [28, 29].

Исследования, выполненные в Польше, на катодах Cu-CATH-1 и Cu-CATH-2 показали эффект влияния условий горячей обработки на параметр SEN при использовании медных катодов одной и той же чистоты. Этот факт настораживает, поскольку метод определения спирального удлинения направлен на оценку именно химической чистоты металла и при надежной интерпретации не должен зависеть от других факторов.

По стандарту ASTM B 49 [30] катанку диаметром 6,35 или 8 мм отжигают при 700 °C 1 ч и охлаждают в воде или 10 % растворе серной кислоты комнатной температуры с последующим удалением окалины. Образец обрабатывают волочением при скорости не выше 60 м/мин до диаметра $d = 2$ мм при относительных обжатиях за проход 20–25 %. Должны быть приняты меры по отсутствию перегрева проволоки за счет организации перерывов для охлаждения. В конце волочения формируют бухту диаметром не более 200 мм. Отжиг проводят при температуре 200 ($\pm 0,5$) °C. Затем отбирают образец длиной 1400 мм из отожженной проволоки. С использованием разметочного инструмента отмеряют длину 1000 мм посередине образца. Один конец закрепляют на полированной горизонтально расположенной оправке диаметром 20 ($\pm 0,01$) мм. Подвешивают груз массой 2,240 кг к свободному концу проволоки при напряжении $\sigma = 7$ МПа (1000 psi). Проволоку свивают в спираль вращением оправки при скорости около 50 об/мин со специальной направляющей и с прижимом витков друг к другу.

Когда длина между отметками спирали достигнет 28 мм, это расстояние должно быть измерено с точностью 1 мм и отмечено как величина l_0 . Затем спираль снимают с оправки, осторожно подвешивают с одного конца, а с другого конца нагружают тем же грузом 2,240 кг.

Груз сначала размещают на платформе, а затем равномерно нагружают спираль, используя один из методов, а именно: перемещают платформу вниз или повышают положение верхнего конца спирали при скорости не более 20 см/с.

После выдержки в течение 1 мин, груз осторожно удаляют, удлиненную спираль подвергают релаксации при вылеживании на столе в течение 1 мин. Увеличенная длина спирали измеряется с точностью 1 мм и обозначается как l_f . Спиральное удлинение рассчитывается как разность $l_f - l_0$. Процедуру повторяют на двух дополнительных спиралях проволоки из той же самой бухты. Среднюю величину трех измерений обозначают как «величина спирального удлинения» (spiral elongation number, в англоязычной технической литературе введена соответствующая аббревиатура SEN).

Если выполнить проверку правильности назначения массы груза в этом стандарте, то получим

$$m = \frac{\sigma \pi d^2}{4g} = 2,244 \text{ кг}, \quad (1)$$

где g — ускорение свободного падения, $g = 9,81 \text{ м/с}^2$.

Результат с небольшим отклонением соответствует рекомендации стандарта о назначении массы груза $m = 2,24 \text{ кг}$.

В соответствии с ГОСТ 28515–97 испытания на SEN проводят как для катодной меди, так и для медной катанки. Далее, чтобы не повторяться, упор будет сделан на различиях в методике испытаний.

Катоды следует переплавить и получить образец, пригодный для волочения, что представляет собой самостоятельную технологическую проблему, по существу это — перевод в состояние катанки, осуществляемый в лабораторных условиях. Подготовленный образец в виде прутка подвергают отжигу при температуре 700°C в течение 1 ч, затем подвергают травлению и методом волочения изготавливают образцы диаметром 1–2 мм. Их отжигают в термостате при температуре $200 (\pm 5)^\circ\text{C}$ в течение 2 ч с продолжительностью достижения заданной температуры не более 5 мин, охлаждают в воде, обезжиривают и разделяют на отрезки длиной 1300–1400 мм. На образце диаметром d намечают базовую длину 1 м, свертывают в спираль на стержень с диаметром $D = 10d$ с нагружением свободного конца грузом массой 1,12–2,24 кг и назначением измерительной длины $L_1 = 28 \text{ мм}$.

Спираль нагружают той же силой и выдерживают 1 мин под нагрузкой, затем нагрузку снимают. После выдержки 1 мин в горизонтальном положении измеряют длину спирали с точностью 1 мм и рассчитывают удлинение как разницу длин до и после нагружения.

Разработчики ГОСТ решили повторить требования стандарта ASTM в части приложения нагрузки, но диаметр проволоки решили не фиксировать величиной в 1 мм, а оставить свободной величиной в пределах 1–2 мм. При этом совершенно обоснованно сформулировали требование пересчитывать нагрузку под конкретный диаметр, поддерживая постоянным напряжение в 7 МПа.

Вместе с тем назначение массы груза 1,12–2,24 кг требует дополнительных объяснений. Действительно, если использовать для расчетов формулу (1), то получим в случае испытания проволоки 2 мм массу груза 2,244 кг, а для проволоки 1 мм ее площадь уменьшится не в два раза, а в четыре, поэтому нагрузка окажется не 1,122 кг, а только 0,561 кг. Кроме того, поскольку в стандарте упомянуты единицы измерения массы, то придется их перевести в системе СИ в ньютоны, для проволоки 2 мм: $P = mg = 2,244 \cdot 9,81 = 22,013$ кН, что на $100 \times (22,4 - 22,013) / 22,013 = 1,755\%$ меньше положенной силы и должно привести к изменению показателя SEN. Видимо, целесообразно не применять рекомендации ГОСТ в отношении регламентации силы растяжения, а каждый раз делать расчет массы груза исходя из необходимости достижения напряжения в 7 МПа.

Кроме того, что испытание можно провести, применяя проволоку 1 или 2 мм. Является известным фактом, что температура рекристаллизации изменяется с ростом накопленной степени деформации. При использовании катанки диаметром 8 мм и получении из нее проволоки диаметром 2 мм, коэффициент вытяжки составляет $\lambda = (8/2)^2 = 16$, чему соответствует относительное обжатие по площади $\varepsilon_{\%} = 100 (\lambda - 1) / \lambda = 93,75\%$ или логарифмическая степень деформации $\varepsilon = \ln \lambda = 2,77$. При испытании проволоки диаметром 1 мм окажется, что $\lambda = 64$; $\varepsilon_{\%} = 98,44\%$; $\varepsilon = 4,16$. Металл в этом случае окажется нагартован в полтора раза больше, что должно привести к соответствующему снижению температуры рекристаллизации, т. е. сложится ложное ощущение, что этот металл является более чистым по химическому составу. Видимо, при аттестации металла целесообразно указывать, какой диаметр проволоки применялся для испытаний.

Аналогичное испытание с некоторыми отклонениями предусмотрено европейским стандартом EN 12893 («Медь и медные сплавы. Определение величины удлинения спирали») [31]. Борьба отдельных предприятий, изготавливающих медную катанку, привела к появлению патентов на способы производства продукции с повышенным показателем SEN [32].

Для оценки стабильности методики применили установку для определения показателя SEN на АО «Уралэлектромедь» (г. Верхняя Пышма Свердловской области). Марка исследуемой меди М00. Катанка получена методом непрерывного литья и прокатки по идеологии CONTIROD.

Фото сборки инструментальной оснастки перед испытанием, состояние проволоки после растяжения под действием груза и после снятия нагрузки приведены на рис. 10.

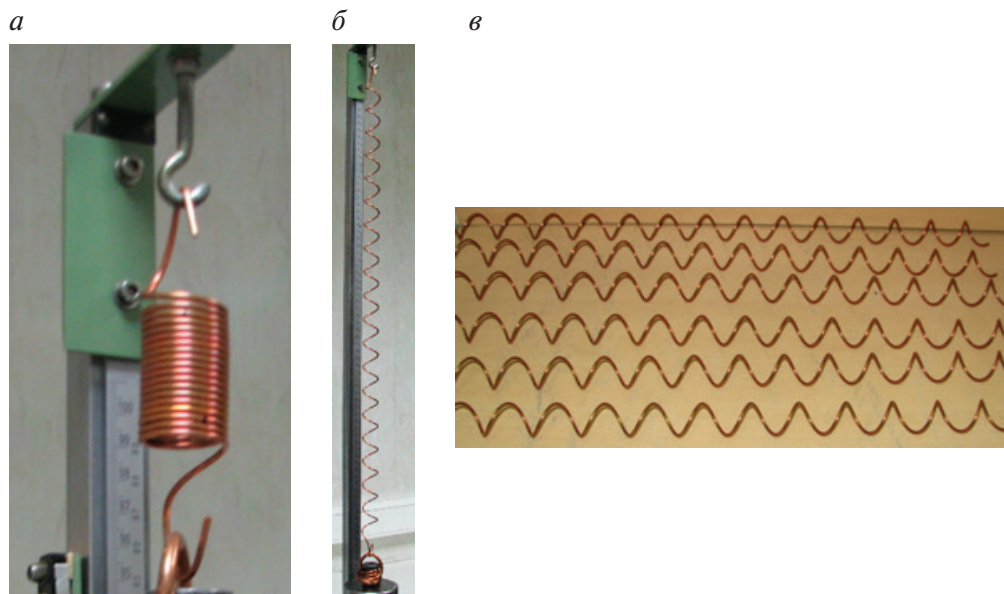


Рис. 10. Сборка инструмента перед испытанием на SEN (а), состояние после растяжения под действием груза (б) и состояние после снятия нагрузки (в)

Ниже будут представлены результаты измерений спирального удлинения проволоки диаметром 2 мм одной из партий катанки, для которой показатель SEN не был установлен в качестве сдаточного параметра (табл. 4).

Таблица 4

Сравнение показателя SEN, мм, для двух партий продукции

Номер партии	Расстояние между метками с грузом L_{0i}	Расстояние без груза L_i	$SEN_i = L_i - L_{0i}$	Среднее значение SEN	Медиана SEN	Δ_{SEN}
1	470	448	420	421	420	2,08
	482	451	423			
	475	447	419			
2	470	443	415	415	415	2,52
	470	440	412			
	470	445	417			

На этапе растяжения по ГОСТ 28515–97 установлен наружный диаметр спирали до растяжения 24,6–24,8 мм, таким образом, после снятия спирали с оправки произошло увеличение диаметра, что объясняется проявлением упругих свойств проволоки. После проведения растяжения спирали, ее наружный диаметр оказался равным 22 мм, т. е. произошло уменьшение ее диаметра на 2 мм, что объясняется пластической деформацией витков спирали.

Стандартное отклонение рассчитано по формуле

$$\Delta_{SEN} = \sqrt{\frac{(SEN_i - SEN)^2}{n - 1}},$$

где n — объем выборки.

Из приведенных данных видно, что даже при такой малой выборке средние значения SEN по двум партиям ощутимо различаются, а измерения значений внутри партии повторяются. Медианы близки к средним значениям, что говорит о несмещенности оценок. В целом это сравнение указывает на то, что измерения SEN однозначно характеризуют состояние металла внутри одной партии.

Более представительный статистический анализ применен к двум вариантам измерений показателя SEN: для катанки, прошедшей высокотемпературный отжиг при 700 °С перед испытанием (объем выборки 49), и без него (объем выборки 114). Как видно из результатов расчетов (табл. 5), среднее значение SEN после отжига увеличилось на 22 мм, или на 5 %. Этот факт говорит о том, что процессы динамической и статической рекристаллизации катанки при завершении горячей прокатки проходят не полностью.

Таблица 5

**Статистические параметры SEN для двух вариантов подготовки образцов:
с отжигом и без него**

Статистический параметр	Вариант с отжигом	Вариант без отжига
Среднее	429,18	406,78
Стандартная ошибка	2,40	1,268
Медиана	430	408
Мода	432	415
Стандартное отклонение	16,77	13,54
Дисперсия выборки	281,11	183,41
Экссесс	0,10	1,91
Асимметричность	–0,47	–0,19
Интервал	75	98
Минимум	388	359
Максимум	463	457
Объем выборки	49	114

В варианте с отжигом среднее значение, медиана и мода практически совпали, что говорит о несмещенности оценок и подчинении нормальному закону распределения. Однако для случая без отжига разница между этими величинами оказалась большой. При этом наблюдается не очень большая разница в стандартных отклонениях двух вариантов.

Для лучшего восприятия статистических данных, на рис. 11 построена гистограмма относительных частот (частоты отнесены к объему выборки) для этих двух вариантов подготовки образцов. Из рисунка видно, что зависимости имеют различные максимумы частот: в варианте с отжигом максимум смещен в область больших значений SEN, что соответствует вышеприведенным данным по среднему значению. Линия тренда (полином четвертой степени) для варианта с отжигом имеет вид нормального закона распределения, т.е. эта зависимость близка к стохастической. Для варианта без отжига нормальность закона распределения выполняется хуже, поэтому линия тренда здесь не построена. Большие отклонения от закона нормального распределения говорят о том, что измерения оказываются не случайными числами — на них влияют неуказанные технологические параметры, для которых не созданы статистические модели для описания внутренних связей. При этом в целом можно сделать заключение о том, что влия-

ние этих факторов осталось не выровнено процессами рекристаллизации, проходящими при горячей прокатке.

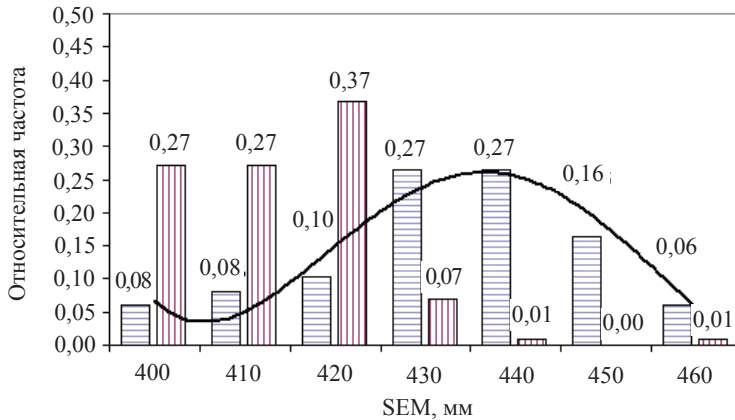


Рис. 11. Частотная гистограмма определения показателя SEN для образцов, прошедших высокотемпературный отжиг при 700 °С, (столбцы с горизонтальной штриховкой и линия тренда) и без отжига (столбцы с вертикальной штриховкой)

Для анализа кинематики проведения опыта на спиральное удлинение опишем напряженное состояние, возникающее при нагрузке спирали диаметром D , выполненной из проволоки диаметром d при ее нагрузке осевой силой F . В каждом витке спирали возникает крутящий момент M_z и сила Q , равная силе P . В поперечном сечении витка вследствие этого возникают касательные напряжения кручения τ_k и напряжения среза τ_c , которые можно рассчитать по методикам, принятым в сопротивлении материалов [33]. При этом на внутреннем контуре спирали действуют максимальные напряжения τ_{\max} , а на наружном — минимальные τ_{\min} . Выполненные по указанной методике расчеты касательных напряжений, эквивалентных условиям испытаний на параметр SEN, нанесены на график (рис. 12).

Как видно из графика, максимальные напряжения мало зависят от напряжений среза, что характерно для спиралей с малым отношением d/D , поэтому можно считать, что за формоизменение отвечают напряжения кручения, которые являются тангенциальными для самой проволоки. При достижении условия перехода в пластическое состояние, будет происходить закручивание витков спирали. Вклад тангенциальных напряжений особенно высок в периферийной области, поскольку площадь, на которой они действуют, оказывается велика. Однако

именно при горячей прокатке медной катанки периферийные области оказываются в неоднородном силовом и тепловом поле: на периферийные слои несимметрично воздействуют ручки валков, и они же попадают под интенсивное охлаждение. Наследие горячей прокатки может сохраняться в проволоке в виде структурных и текстурных различий.

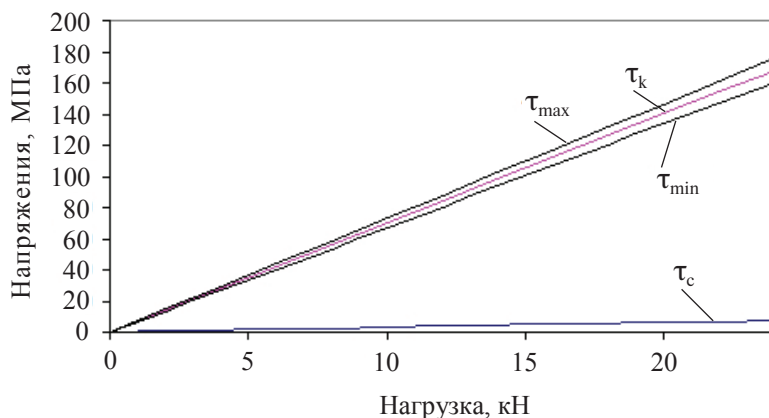


Рис. 12. График изменения напряжений при нагрузке спирали

В самом же опыте на спиральное удлинение, возникающие напряжения находятся в пластической области, т. е. являются функциями степени деформации. Чем выше темп нагартовки металла, тем более высокие прочностные свойства достигаются в опыте и тем меньше окажутся деформации, тем самым показатель SEN окажется меньше. Таким образом, показатель SEN частично учитывает химическую чистоту материала и частично — вид кривой упрочнения меди, т. е. он не полностью выполняет свои функции.

Как видно из описанной выше методики проведения опытов, существует довольно значительное количество параметров, которые могут оказать влияние на величину SEN. Среди этих параметров можно отметить следующие.

1. При испытании катодной меди следует приготовить образцы литьем, а параметры литья не оговариваются. В результате может быть получен металл с разной структурой и направлением роста дендритов. Скорее всего, расчет здесь сделан на то, что после горячей деформации, динамической и статической рекристаллизации, история получения литой заготовки будет не важна. Однако для кислородсодержащей меди характерно распределение частиц оксида меди по границам

зерен, поэтому, скорее всего, картина концентрации упрочняющих частиц будет унаследована от литья. Логично предположить, что влияние параметров литья нельзя не учитывать.

2. При испытании медной катанки по той же причине остается значимым влияние способа получения литой заготовки. Например, важно, каким способом отлита заготовка, какие она имеет размеры, от этого зависит интенсивность теплоотвода, направление роста и размеры дендритов. Важно также распределение кислорода: часть его фиксируется в кристаллической решетке, а часть выделяется в виде закиси меди. При охлаждении предел растворимости кислорода в меди снижается и происходит выделение избыточного кислорода, т. е. важна скорость охлаждения.

3. При горячей сортовой прокатке самой катанки возникает большое количество параметров, влияющих на структурное состояние металла. Это процессы динамической, а затем статической рекристаллизации, на которые влияют температурные и скоростные режимы прокатки. Различная направленность воздействия валков по проходам прокатки создает возможность проявления остаточного текстурирования металла.

4. При последующем волочении становятся важными такие параметры процесса, как угол волоки и коэффициент трения. По последним исследованиям установлено, что эти параметры значимо влияют на процесс формирования механических свойств медной проволоки [34, 35]. В частности, увеличение угла волоки ведет к повышению прочностных свойств материала, что объясняется увеличением общей степени деформации за счет дополнительных сдвигов [36].

Кроме того, выявлено, что углы волоки влияют также на процесс текстурообразования в меди [37]. Хотя в работе и не были исследованы параметры, влияющие на SEN, но было установлено, что после волочения медной проволоки, при полуугле волоки $\alpha = 4^\circ$, полюсная плотность ориентировки $\langle 111 \rangle$ составляет 24,4, а при $\alpha = 12^\circ$ — только 5,9, соответственно для ориентировки $\langle 200 \rangle$ — 8,0 и 2,2. Таким образом, увеличение угла волоки ведет к получению менее текстурированного материала.

Следует отметить, что при испытаниях на SEN проявляются упругие свойства материала, для меди наибольший модуль упругости на уровне 190 ГПа наблюдается для ориентировки $\langle 111 \rangle$ на фоне среднего модуля упругости 125 ГПа, таким образом, медь, протянутая через волоку с малым углом наклона образующей, оказывается менее прочной, но более жесткой.

В работе [37] было также показано, что по-разному протянутая медь имеет различную динамику отжига, что уже напрямую связано с показателем SEN. Судя по полученным данным, при прочих равных условиях, при меньшей температуре отжигается медь, протянутая через волокна с большими углами, при разнице измеренных температур в диапазоне 15–20 °С. Это можно объяснить большим уровнем деформации, полученной в этих условиях проволокой, что не противоречит устоявшимся взглядам на закономерности прохождения процесса рекристаллизации. Косвенно это подтверждается тем фактом, что рекристаллизация начинается с поверхности проволоки, где уровень степени деформации наиболее высок [38].

Таким образом, если не оговорить специально условия подготовки образца проволоки, то можно получить завышенные или заниженные результаты измерений. Наибольшие значения SEN получаются при полном отжиге, а этому способствует применение волокон с большими углами наклона образующей. Наоборот, применяя волокна с малыми углами, можно неосознанно понизить показатель качества продукции и получить неверные данные о степени загрязненности меди примесями.

Не до конца ясным остается вопрос о зависимости величины SEN от параметров скорости обработки металла. Выполненные измерения показывают, что определение SEN при подготовке образцов проволоки вручную (при протяжке коротких образцов на малой скорости приложения нагрузки) показывает повышенное значение SEN, а при протяжке на рабочих скоростях волочения — пониженное значение. Можно отметить, что в технической литературе сравнительно недавно начали появляться статьи, анализирующие изменение свойств материалов под влиянием варьирования скорости волочения [39, 40] — факт, который ранее отрицался, поэтому отмеченный аспект нуждается в дополнительном изучении.

2.3. Тест на закручивание

Тест на закручивание медной катанки предназначен для выявления дефектов литейного и прокатного происхождения. Тест может выполняться в нескольких вариантах. В соответствии с ГОСТ Р 53803–2010 медная катанка всех марок должна выдерживать испытание на скру-

чивание с последующим раскручиванием в цикле от 3×3 до 10×10 оборотов в зависимости от диаметра без разрушения и появления дефектов литья и прокатки, глубина которых при контрольной зачистке превышает 0,2 мм. Таким образом, этот вид испытаний направлен на обнаружение поверхностных дефектов. Кроме того, наиболее распространенная катанка диаметром 8 мм должна выдерживать испытание на скручивание в одну сторону с минимальным числом оборотов 50 при длине рабочей части образца 300 мм. Аналогичные требования существуют в нормативных документах других стран при варьировании параметров закручивания, в том числе при несимметричных циклах скручивания — раскручивания. Типичный результат теста на закручивание до разрушения представлен на рис. 13.



Рис. 13. Вид скрученной до разрушения медной катанки (место обрыва справа)

Далее основное внимание будет уделено тесту на закручивание до разрушения, хотя некоторые выводы могут касаться теста в режиме закручивания — раскручивания.

Образовавшиеся винтовые линии, которые будем называть рисками, на катанке свидетельствуют об отклонении профиля от круга в пределах допуска из-за наличия выпусков калибров. В калибре два выпуска, поэтому соседние риски показывают состояние металла при повороте поперечного сечения на 180° .

Как будет показано ниже, наличие рисков позволяет оценить деформированное состояние.

В технической литературе напряженно-деформированное состояние металла в процессе закручивания рассматривается с различных позиций. Можно различить вариант такого анализа с позиций основных положений сопротивления материалов. Подход основан на использовании методов линейной и нелинейной теории упругости [41]. Однако в тестах на закручивание медной катанки реализуются большие пластические деформации, которые могут приводить или к локальному, или к полному разрушению образца. Поэтому для анализа

целесообразно использовать положения не теории упругости, а теории пластичности [42]. Третьим вариантом подхода мог быть учет специальных эффектов, наблюдаемых для меди в тесте закручивания, например, эффектов Пойнтинга [43] и Свифта [44]. Судя по тому, что эти эффекты оказываются совершенно противонаправлены для меди и таких сплавов меди, как латуни, они обусловлены механикой деформации не на макроуровне, а на уровне кристаллического строения металла, включая проявления текстурообразования.

Деформированное состояние стержня круглого сечения при закручивании его торцов описано в книге [45]. Кинематически возможное поле скоростей описывается линейной скоростью закручивания v_φ при угловой скорости ω участка образца длиной l (рис. 14) в цилиндрической системе координат r, z, φ следующим образом:

$$v_\varphi = \frac{\omega z r}{l}. \quad (2)$$

Здесь применены следующие граничные условия: $v_\varphi = \omega$ при $z = l$, т.е. один из торцов цилиндра имеет угловую скорость, сообщенную инструментом, $v_\varphi = 0$ при $z = 0$, т.е. другой торец цилиндра закреплен, $v_\varphi = 0$ при $r = 0$, т.е. в центре заготовки тангенциальные перемещения отсутствуют.

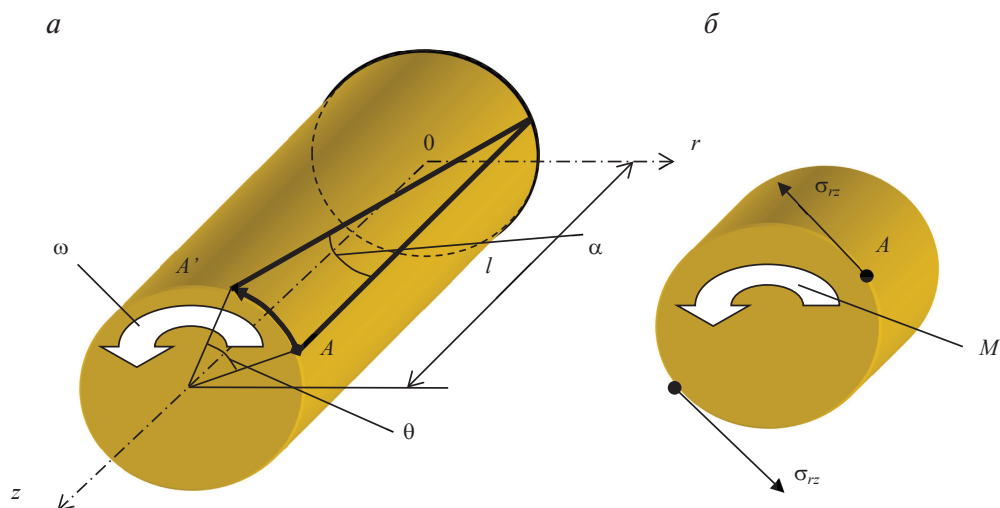


Рис. 14. Схема закручивания образца:

a — для деформированного состояния; *б* — для напряженного состояния

Интенсивность скоростей деформации сдвига будет

$$H = \frac{\partial v_\varphi}{\partial z} = \frac{\partial \left(\frac{\omega z r}{l} \right)}{\partial z}.$$

Для нахождения степени деформации сдвига Λ применяют операцию интегрирования

$$\Lambda = \frac{r}{l} \int_0^\tau \omega d\tau.$$

Если $\omega = \text{const}$, то $\Lambda = \frac{r}{l} \omega \tau = \frac{r}{l} \theta$, где θ — угол закручивания одного торца относительно другого торца.

Таким образом, степень деформации сдвига пропорциональна координате r и достигает максимума на поверхности при $r = R$, где R — радиус образца, в этом случае $\Lambda = \frac{R}{l} \theta$. Для определения Λ обычно наносят риску на поверхности образца параллельно образующей, после закручивания риска приобретает вид спирали, при этом произведение $R\theta = l_\theta$, где l_θ — длина дуги закручивания.

Касательное напряжение $\sigma_{\varphi r}$ направлено вдоль оси φ и действует на площадке с нормалью вдоль оси r , соответственно напряжение $\sigma_{r\varphi}$ направлено вдоль оси r и действует на площадке с нормалью вдоль оси φ . Из закона парности напряжений следует, что $\sigma_{r\varphi} = \sigma_{\varphi r}$.

Главные нормальные напряжения при указанной схеме нагружения возникают на площадках, расположенных под углом 45° . При этом одно напряжение σ_{11} является растягивающим (знак «+»), третье напряжение σ_{33} является сжимающим (знак «-»), а второе напряжение σ_{22} равно нулю.

Среднее нормальное напряжение определяется по формуле

$$\sigma = (\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}) / 3 = (\sigma_{11} + 0 - \sigma_{11}) / 3 = 0.$$

Следовательно, показатель напряженного состояния будет

$$\sigma / T = 0,$$

где T — интенсивность касательных напряжений.

После развертки спирали на плоскости, отношение l_θ/l оказывается равным углу α наклона риски относительно образующей стрелы, т. е. $l_\theta/l = \text{tg}\alpha$, откуда следует формула

$$\Lambda = \operatorname{tg} \alpha.$$

Для расчета степени деформации ε вводится поправочный множитель

$$\varepsilon = \Lambda / \sqrt{3} = (1 / \sqrt{3}) \operatorname{tg} \alpha.$$

При многократном закручивании можно определять не наклон риски, а число оборотов. Степень деформации сдвига за один оборот составит $\Lambda = \frac{2R\pi}{l}$, за n оборотов — $\Lambda = \frac{2R\pi n}{l}$, соответственно степень деформации

$$\varepsilon = \frac{R}{l} \frac{2\pi n}{\sqrt{3}}. \quad (3)$$

При установленной нормативным документом базовой длине $l = 300$ мм получим за один оборот $\Lambda_1 = \frac{4}{300} \cdot 2\pi$, соответственно $\varepsilon_1 = \frac{R}{l} \frac{2\pi}{\sqrt{3}} = 0,048$. При наращивании числа оборотов полученное число следует умножать на количество оборотов, поэтому степень деформации будет нарастать линейно (рис. 15).

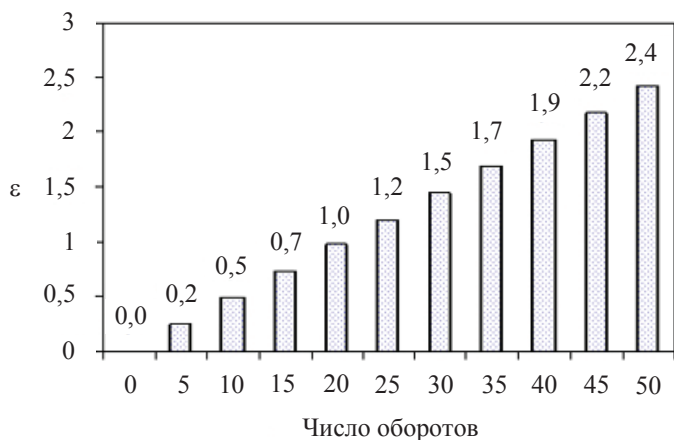


Рис. 15. Зависимость степени деформации от числа оборотов при испытании на закручивание образца диаметром 8 мм и базовой длиной 300 мм

Стандартом определена скорость проведения испытания 30 об/мин. Следует отметить, что для электротехнической меди изменение скорости деформации в холодном состоянии приводит к изменению ме-

ханических свойств [40], поэтому в опытах следует придерживаться рекомендаций стандарта.

Минимальное количество оборотов, которое должен выдержать образец, равно 50. Как видно из графика на рис. 15, при таком числе оборотов степень деформации равна 2,4. Для сопоставления можно рассчитать, какому изменению диаметра соответствует такая степень деформации при волочении, если этот процесс осуществляют при диаметре катанки $d_0 = 8$ мм: $d_1 = d_0 \exp(-\varepsilon / 2) = 2,41$ мм. При выполнении требования стандарта по минимально допустимым оборотам скручивания, проволока при волочении должна порваться на диаметре 2,41 мм, но этого не происходит. Станы грубого волочения настроены на производство проволоки без отжига до 1,4 мм, что соответствует степени деформации 3,49. Обрывов не происходит, потому что показатель напряженного состояния σ/T на поверхности проволоки при волочении, за счет сжимающих напряжений от стенок волокна, равен не нулю, как при закручивании, а отрицательному числу в диапазоне $-0,25 \dots -1$ [46].

В расчетах можно ввести еще один более удобный показатель. Напомним, что соседние риски показывают состояние металла при повороте поперечного сечения на 180° . Если на базовой длине l будет совершен один оборот закручивания, то угол поворота $\theta = 360^\circ$ и измеренное расстояние между рисками $m_1 = l/2$. При закручивании и увеличении числа оборотов n , расстояние между рисками m_i будет уменьшаться по формуле $m_i = l/(2n)$, что справедливо, если $m_i = \text{const}$. Теперь, измеряя расстояние между рисками, степень деформации можно определить по формуле

$$\varepsilon = \frac{R}{2nm_i} \frac{2\pi n}{\sqrt{3}} = \frac{R}{m_i} \frac{\pi}{\sqrt{3}}.$$

Для оценки равномерности распределения деформации по длине образца, фотографию увеличивали и проводили касательные к профилю рисок, унаследованных от неровности поверхности катанки. На рис. 16 показаны фрагменты катанки после реального испытания до разрушения вблизи захватов (а) и вблизи места разрыва (б).

Измеряли расстояние между соседними рисками и выборочно углы их наклона. Из рис. 17 видно, что выполняются соотношения $\alpha_1 < \alpha_2$, а $m_1 < m_2$. Поскольку тангенс угла наклона риски относительно оси заготовки определяет степень деформации, то можно сделать вывод

о том, что в месте обрыва степень деформации выше, чем вблизи захватов. При этом возникает вопрос, является ли такое повышение деформации локализованным подобно локализации в шейке образца при разрыве или неравномерность не локализована.

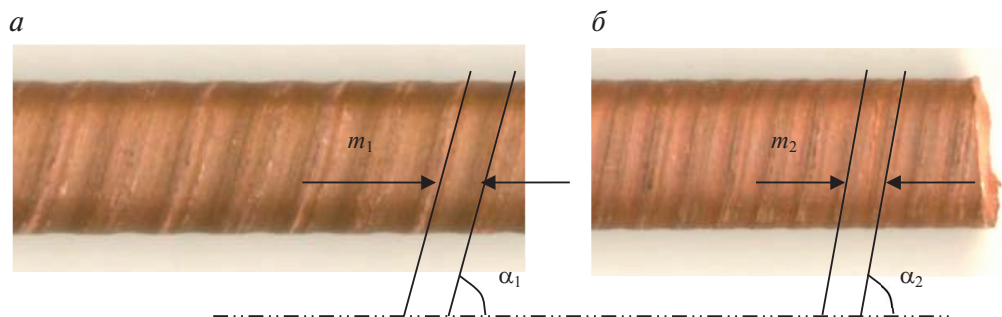


Рис. 16. Углы наклона рисок на катанке (α_1 и α_2) и расстояния между ними (m_1 и m_2) вблизи захватов (а) и вблизи места разрыва (б)

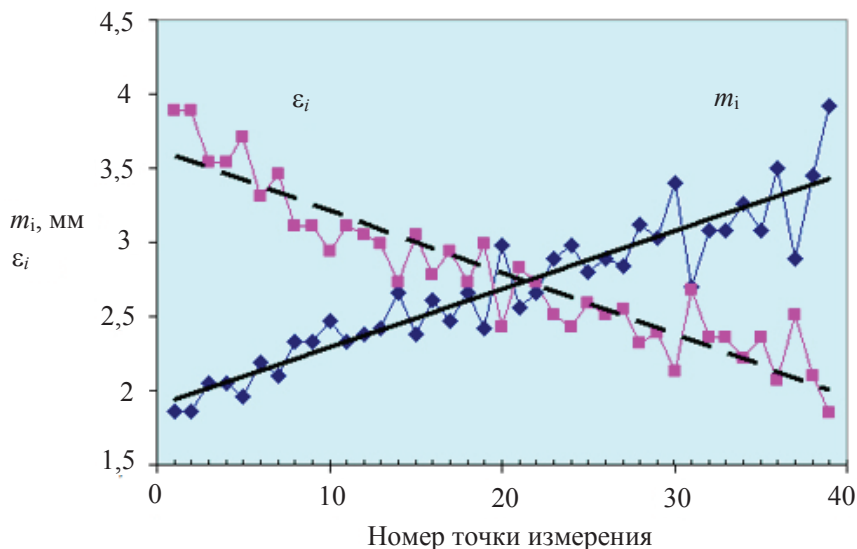


Рис. 17. Измеренные после опыта на закручивание расстояния m_i между рисками по номерам точек от места обрыва и рассчитанные значения степени деформации ϵ_i , графики прямолинейных зависимостей — линии тренда

При переменном шаге винтовой линии придется суммировать длины отрезков: $l = \sum_1^n m_i$, но это равенство не позволяет определить m_i , а значит, и распределение деформаций по длине.

Как видно из графика, при наличии колебаний имеется тенденция к увеличению расстояния между рисками по мере удаления от места разрыва. Это свидетельствует о том, что деформация в месте разрыва не локализована, но плавно нарастает от места захвата к месту разрыва. Такой эффект никак не учтен в формулах для расчета степени деформации из теории упругости и пластичности.

Исследуемый образец выдержал 56 оборотов до разрушения, по формуле (3) получаем $\varepsilon = \frac{4}{300} \cdot \frac{2\pi \cdot 56}{\sqrt{3}} = 2,71$. Как видно из графика, диапа-

зон изменения ε_i составил 1,8–3,9. Расчет среднего значения приводит к величине $\varepsilon_{\text{ср}} = 2,79$, что близко к рассчитанному значению по формуле (3). При описании линейной зависимости, величина достоверности аппроксимации составила 0,866. На ее понижении сказались локальные флуктуации деформации по длине образца.

Повторно выполненные проверки показали, что колебания точек вокруг линии тренда неслучайны, они говорят о неравномерности деформации в соседних макрообъемах заготовки. Данный феномен можно объяснить дендритным строением медной литой заготовки: по границам зерен происходит выделение частиц оксида меди. При последующей горячей прокатке происходят процессы динамической рекристаллизации, в результате этого структура зерен изменяется, но места скопления частиц оксидов остаются локализованными и после горячей обработки металла [47]. Дополнительную неоднородность создают поры, примыкающие к частицам оксидов меди [48], их поведение в процессе наложения больших деформаций сдвига в тесте на разрушение пока остается не изученным.

Аналитические и экспериментальные результаты последствий закручивания заготовок часто не совпадают [49]. Это является следствием принятия тех или иных гипотез, используемых для создания соответствующего математического аппарата. Аналитические методы позволяют в среднем оценить ситуацию при проведении теста. Для оценки состояния в точке применен метод конечных элементов, реализованный в программном комплексе ABAQUS.

Постановка задачи включает создание сетки конечных элементов (рис. 18, а) на ограниченной длине закручивания 10 мм при диаметре 8 мм, граничные условия: угловое перемещение (векторы, направленные вверх на верхней части заготовки $UR2 = 1,57$, т. е. 90°), перемещения на нижнем торце равны нулю. Угловое перемещение здесь

ограничено 90° для возможности отслеживания на рисунках полей напряжений и деформаций. При больших перемещениях форма спиральной поверхности становится сложной для восприятия. Более подробно постановки задач холодной пластической деформации медных заготовок методом конечных элементов изложены в статьях [50, 51].

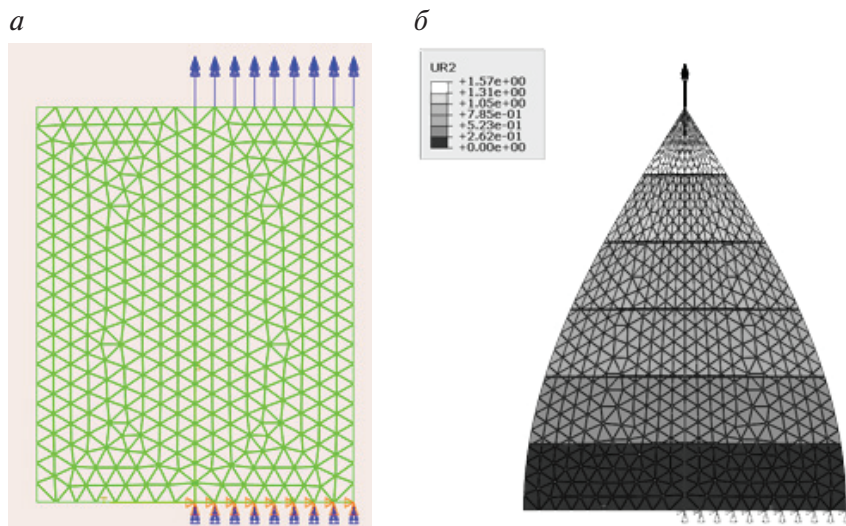


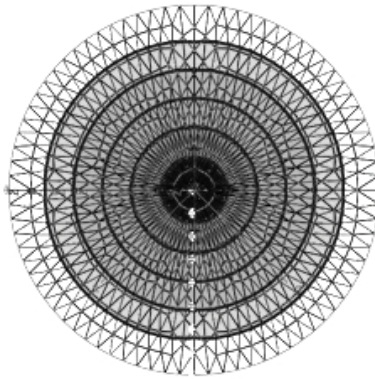
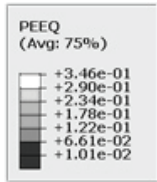
Рис. 18. Продольное сечение фрагмента катанки с сеткой конечных элементов (а) и граничными условиями: нижний торец закреплен, к верхнему торцу приложен вектор (стрелки) вектора углового перемещения; результат решения задачи в виде распределения углового перемещения UR2 (б)

На рис. 18, б показано распределение угловых перемещений по длине фрагмента катанки. Верхний торец развернулся относительно нижнего на угол 90° , поэтому плоскость продольного сечения здесь превратилась в точку. Угловые перемещения UR2 нарастают от закрепленного нижнего торца к верхнему торцу по линейному закону.

На рис. 19, а изображен результат расчета степени деформации в поперечном сечении катанки после закручивания с отражением первого квадранта на все остальные квадранты для получения круглого сечения. Из него видно, что степень деформации нарастает от центра (равна нулю) к периферии пропорционально текущему радиусу. На рис. 19, б показано продольное сечение катанки в изометрии в результате закручивания с областями равного уровня эквивалентных напряжений. Видно, что напряжения нарастают к поверхности. В этом состоит главное отличие полученного решения от аналитического варианта, получен-

ного для идеально пластической неупрочняемой среды, в последнем случае напряжения должны быть равны по сечению. Из рисунка видно, что напряжения в центре, где деформации отсутствуют, примерно равны условному пределу текучести для меди 120 МПа, а на наружной поверхности намного выше — до 330 МПа.

a



б

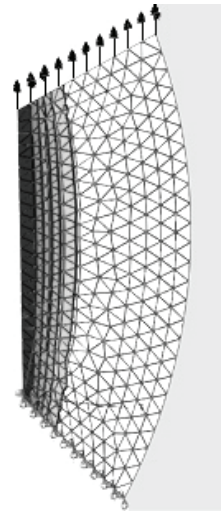
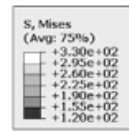


Рис. 19. Поперечное сечение катанки в результате закручивания с областями равного уровня степени деформации (*a*) и продольное сечение в изометрии с полем эквивалентных напряжений S (*б*)

Нелинейность характеристик видна на графиках рис. 20.

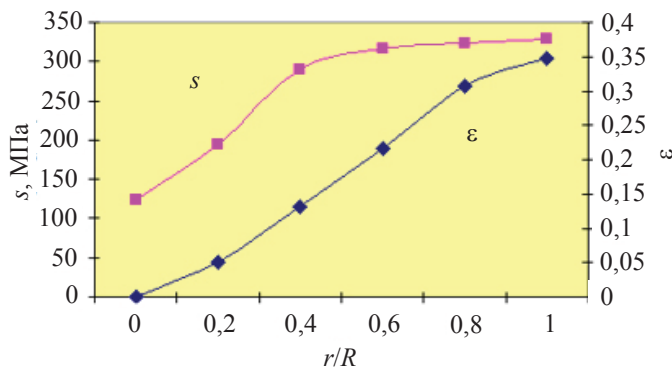


Рис. 20. Зависимости степени деформации ϵ и эквивалентного напряжения по Мизесу S вдоль текущего радиуса, отнесенного к радиусу катанки r/R

Таким образом, установлена роль упрочнения в данном виде испытания. Из-за высокой способности к упрочнению, металл становится неоднородным по свойствам с высоким уровнем напряжений на периферии и существенно более низким уровне в центре образца, что создало большой градиент напряжений на уровне 160 %. Наличие градиентов напряжений создает предпосылки для видоизменения текстуры металла, к чему медь имеет склонность [52] и что может явиться предметом дополнительного исследования.

2.4. Структура медной катанки

При сортовой прокатке за счет последовательного обжатия валками происходит горячая деформация меди, которая сопровождается следующими процессами:

- ▶ формоизменением (форма изменяется от прямоугольной до круглой с уменьшением поперечного сечения);
- ▶ уплотнением литого металла за счет объемной пластической деформации;
- ▶ упрочнением за счет пластической деформации сдвига;
- ▶ динамической рекристаллизацией металла, находящегося в калибре;
- ▶ статической рекристаллизацией металла вне калибра.

Результатом процесса горячей прокатки является измельчение зерна и повышение степени изотропности металла. В дополнение к указанным процессам иногда рассматривают явления возврата и полигонизации, а процессы рекристаллизации описывают как многостадийные.

В этой части работы частично представлены исследования, более подробно изложенные в статье [47].

Одними из основных показателей структурного состояния являются размеры и форма зерен. На первом этапе ее изучали с помощью метода оптической микроскопии. На рис. 21 приведена микроструктура катанки в продольном сечении при ориентации оси прокатки в горизонтальном направлении.

В теле зерен наблюдается достаточно большое количество двойников отжига, растущих от границ в виде характерных полос, которые разбивают зерно на несколько частей. Отдельные темные включения

представляют собой частицы оксида меди в форме Cu_2O различного размера (0,1–5 мкм). Выделения имеют эллипсоидную форму, вытянутую вдоль направления оси прокатки, и имеют признаки строчечного распределения, которое наследуется из структуры литой заготовки. Частицы Cu_2O не имеют однозначной привязки к элементам структуры (границам зерен).

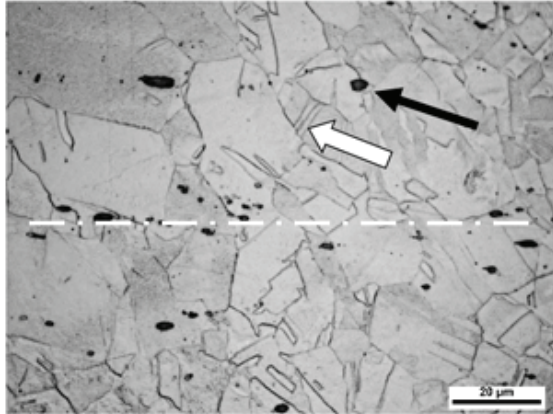


Рис. 21. Микроструктура катанки вдоль оси прокатки:
 темной стрелкой показаны частицы оксидов; светлой стрелкой — двойники;
 штрихпунктирная светлая линия — направление строчечных выделений

В ходе анализа исходного состояния установлено, что наследственность структурного и текстурного состояния литой заготовки с ее дендритным строением в катанке проявляется слабо. При этом наблюдается зеренная структура, которая формируется в ходе деформационных и рекристаллизационных процессов. В центральной зоне наблюдается слабовыраженная текстура прокатки меди $\{110\} \langle 112 \rangle$, а в периферийной зоне — слабовыраженная текстура волочения меди $\langle 100 \rangle$ и $\langle 111 \rangle$. В целом состояние текстуры можно оценить как малотекстурованное; это объясняется тем, что довольно интенсивная деформация (накопленный коэффициент вытяжки равен 161) сопровождается процессами динамической и статической рекристаллизации, проходящими в достаточно полном объеме.

Средний размер зерна определили с помощью специализированной программы SIAMS-700. Статистические параметры получали на основе измерений зерен в поле зрения прибора (порядка 70–150 зерен). Результаты измерений и расчетов отражены на диа-

грамме рис. 22. Выявлено, что размер зерна увеличивается от центра к периферии, при этом усредненное по радиусу значение составляет 17 мкм.

Факт увеличения размера зерна можно объяснить различиями в степени деформации, предшествующей процессу рекристаллизации: при сортовой прокатке за счет дополнительных сдвигов на периферии, обусловленных напряжениями трения, при этом большей нагартовке оказываются подвержены наружные слои металла. Как известно, увеличение предшествующей деформации интенсифицирует процесс рекристаллизации, поэтому для периферийных слоев она проходит полнее и зерно успевает вырасти до больших размеров.

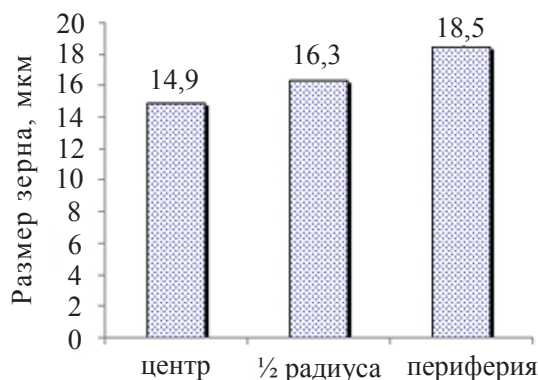


Рис. 22. Распределение средних размеров зерен вдоль радиуса медной катанки

Из приведенных гистограмм следует, что максимум частотной характеристики постоянно приходится на диапазон размера зерен 10–15 мкм, а увеличение среднего размера зерна к периферии происходит не за счет укрупнения зерен по всему объему, а за счет появления групп существенно более крупных зерен 50 мкм и выше на периферии. Таким образом, очаги неоднородности структуры возникают на периферии катанки и их нет в центре заготовки.

Здесь приведены данные по неоднородности строения металла катанки в виде включений закиси меди. Наличие этих включений при дальнейшей обработке полуфабриката методом волочения приводит к развитию вторичных дефектов: пор, которые вытягиваются вдоль направления обработки. На фотографии электронной микроскопии (рис. 23) видны лунки в металле, в которых расположены частицы оксида.

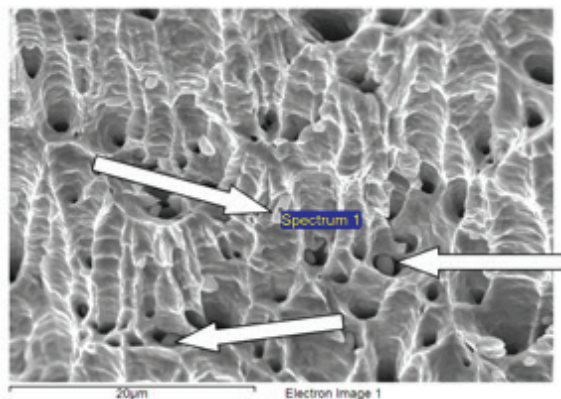


Рис. 23. Фотография электронной микроскопии меди с расположенными в порах частицами закиси меди (показано стрелками)

Дополнительные исследования, проведенные методами ионной микроскопии (рис. 24), показали, что формоизменение металла вокруг частиц включений происходит путем вытягивания поры вдоль оси волочения [48].

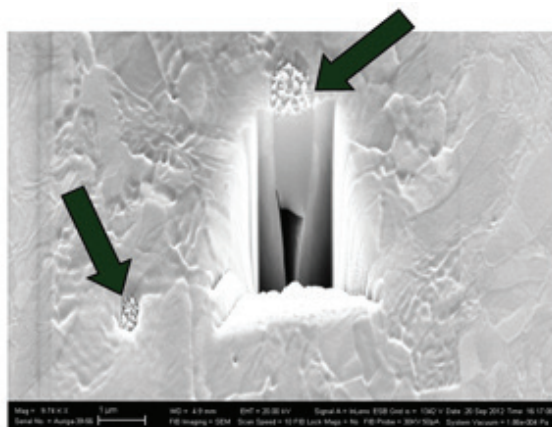


Рис. 24. Частицы оксидов меди (темные стрелки), срез около частицы оксида меди шириной около 700 нм и пора после ионного травления поперечного сечения проволоки Ø 1,38 мм при увеличении: $\times 6400$

Отмеченные явления приходится учитывать на стадии холодной обработки металла. Выявленная дефектность создает, например, дополнительный уровень электрического сопротивления, что нежелательно.

3. Конечно-элементное моделирование напряженно-деформированного состояния при прокатке медной катанки

3.1. Постановка задачи моделирования прокатки медной катанки методом конечных элементов

Для моделирования прокатки медной катанки методом конечных элементов использовали программный комплекс DEFORM (Scientific Forming Technologies Corporation) и его специализированный модуль Shape Rolling (сортная прокатка). Моделирование состоит из трех последовательных этапов: постановки задачи, ее решения и анализа результатов. Каждый из них реализуется в отдельном подмодуле, называемом соответственно препроцессором, симулятором и постпроцессором.

Постановка задачи заключается в создании геометрических моделей заготовки и деформирующего инструмента (валка), их пространственном ориентировании, определении основных параметров (кинематических, реологических, температурных и т.д.) и граничных условий моделируемого процесса.

Из-за наличия горизонтальной и вертикальной симметрии, модель исходной заготовки (перед проходом № 1) по форме поперечного сечения (рис. 25) и размерам соответствует четверти (относительно центральных осей) непрерывно-литой заготовки.

Трехмерную геометрическую модель последней создавали в программном комплексе SolidWorks (Dassault Systèmes SolidWorks Corporation). При этом также учитывали снятие фасок вдоль угловых кромок, применяемое в производственных условиях.

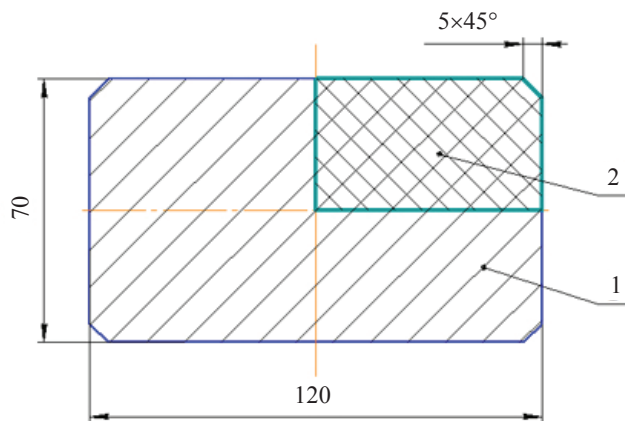


Рис. 25. Эскиз поперечного сечения:

1 — непрерывно-литой заготовки; 2 — конечно-элементной модели непрерывно-литой заготовки

Длину моделей заготовки L_0 в каждом i -м проходе прокатки ($i = 1, 2, 3, \dots, 14$) определяли из условия возможности достижения установившейся стадии, характеризующейся постоянством во времени кинематических, деформационных, энергетических и прочих параметров процесса прокатки [53] при последующем решении задачи конечно-элементного моделирования в DEFORM. Для этого модель заготовки условно разделили на характерные участки, а именно: заднюю внешнюю зону, геометрический очаг деформации и переднюю внешнюю зону, сумма длин которых без учета вытяжки составляет ее полную длину. Схема определения длины модели заготовки приведена на рис. 26.

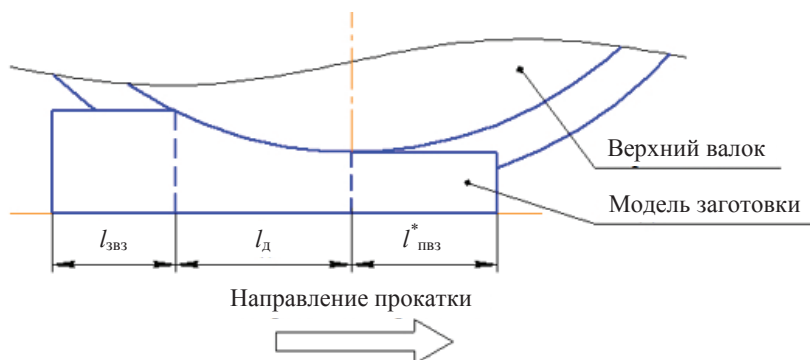


Рис. 26. Схема определения длины модели заготовки:

$l_{звз}$ — длина задней внешней зоны; $l_д$ — длина очага деформации; $l_{пвз}^*$ — длина передней внешней зоны с учетом вытяжки

Длину геометрического очага деформации l_d определяли по известной формуле [53]

$$l_d = \sqrt{\Delta H_i R_i}, \quad (4)$$

где ΔH_i — абсолютное обжатие; R_i — радиус валков в i -м проходе.

Формулы (5)–(7) для определения длины передней и задней внешних зон получены по результатам работ авторов [54–58]. Наличие диапазона значений коэффициентов в формулах связано с различной конфигурацией калибров и, следовательно, характером деформации и временем ее стабилизации, определяющим наступление установившейся стадии. Использование значений из приведенного в формулах (5)–(7) диапазона позволяет определить необходимую и рациональную длину внешних зон (и модели заготовки) для сочетаний ящичных, овальных и круглых калибров.

Длину передней внешней зоны $l_{пвз}^*$ с учетом коэффициента вытяжки определяли по формуле

$$l_{пвзi}^* \approx (1,5...2) H_{li}, \quad (5)$$

где H_{li} — высота полосы после прокатки в i -м проходе.

Длину передней внешней зоны без учета вытяжки $l_{пвз}$ определяли по формуле

$$l_{пвзi} \approx l_{пвзi}^* / \lambda_i, \quad (6)$$

где λ_i — коэффициент вытяжки в i -м проходе.

Длину задней внешней зоны $l_{звзi}$ определяли по формуле

$$l_{звзi} \approx (0,5...0,75) H_{0i}, \quad (7)$$

где H_{0i} — высота полосы до прокатки в i -м проходе.

Таким образом, полную длину модели заготовки в i -м проходе определяли по формуле

$$L_{0i} = l_{звзi} + l_{дi} + l_{пвзi}. \quad (8)$$

Полученное расчетное значение округляли до ближайшего кратного пяти миллиметрам.

Форма и размеры поперечного сечения моделей заготовок в каждом последующем (после первого) проходе определяются по результатам, полученным в предыдущем проходе, что позволяет учесть ряд характерных для исследуемого процесса особенностей деформации. Для этого модель прокатанной полосы экспортировали из DEFORM

в SolidWorks, где с помощью построения сечения в плоскости выхода очага деформации и удаления всех остальных частей формировали контур модели заготовки для следующего прохода. Трехмерную модель создавали обратным (из SolidWorks в DEFORM) экспортом созданного сечения и генерацией сетки конечных элементов, составляющими которой являются гексаэдры. Определяющими параметрами сетки являются их количество в поперечном сечении n_n и число слоев n_c на заданную длину L_{0i} , для всех проходов назначенные $n_n = 250$ и $n_c = 50$.

Геометрические модели валков, конфигурации которых соответствуют существующей калибровке, из-за ортогональной симметрии процесса составляют половину от действительных, при постановке задачи использовали только один верхний валок. Модели валков создавали средствами модуля Shape Rolling, для чего указывали размеры основных элементов калибра, валка и параметры кинематической операции (направление вращения и количество слоев, которые назначены равными для всех проходов $(-1;0)$ и 180 соответственно).

Позиционирование заготовки относительно валка, зафиксированного относительно начала координат системы, осуществляли посредством ее поступательного перемещения на заданное расстояние вдоль продольной координатной оси X .

Вид созданных и ориентированных моделей заготовки и валка в препроцессоре до начала моделирования прокатки в проходах № 1 и № 3 приведены на рис. 27, *а* и *б*.

Скорости движения полосы по проходам на непрерывном стане связаны условием постоянства секундных объемов [25], при этом смежные клетки (предыдущая и следующая по ходу прокатки) влияют на кинематику движения полосы в текущей клетки в зависимости от создания ими натяжения и подпора. Это обстоятельство учитывали при моделировании путем задания граничного условия в виде постоянного значения линейной скорости задней торцевой грани полосы на входе в очаг деформации v_0 . Для прохода № 1 это значение равно скорости литья, $v_n = v_0 = 180$ мм/с. В каждом из последующих проходов значение v_{0i} определяли по величине скорости полосы на выходе очага деформации v_1 в предыдущем $(i - 1)$ проходе (с учетом опережения). Переднее натяжение, вследствие его меньшего влияния на кинематику полосы по сравнению с задним, при моделировании не учитывали.

Вращение валков задано постоянным числом оборотов в минуту, соответствующих существующему режиму.

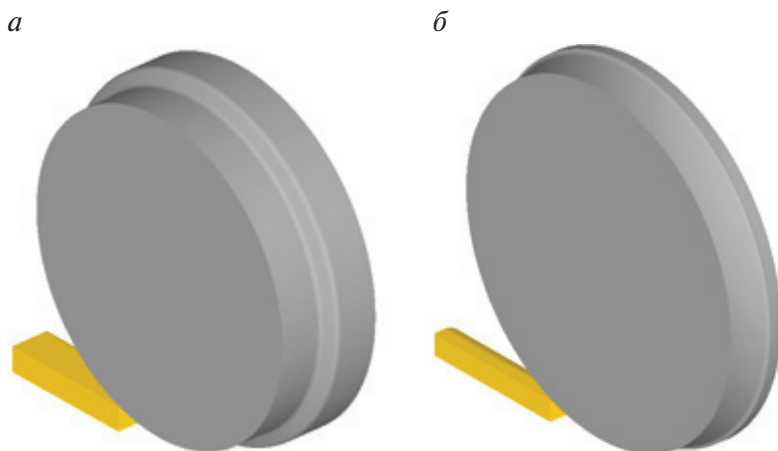


Рис. 27. Вид созданных и ориентированных моделей заготовки и вала:

a — проход № 1; *б* — проход № 3

Модель заготовки и вала во всех случаях определяли как пластичный и жесткий объект соответственно. При моделировании температурных полей, для вала определяли значения основных теплофизических свойств в известном интервале температур.

Реологию материала модели заготовки задавали жесткопластической средой, описанной с помощью функции зависимости сопротивления деформации σ_s от термомеханических параметров деформирования (степени, скорости и температуры деформации) для меди Cu-ETP (Electrolytic tough pitch copper) (в целом идентичной по химическому составу и свойствам меди М001) в интервале температур $\theta = 600 \dots 900$ °С, степени деформации $\varepsilon = 0 \dots 0,8$ и скорости деформации $\xi = 0,01 \dots 100$ с⁻¹ [59, 60]. Напряженно-деформированное состояние при воспроизведении геометрии модели заготовки от прохода к проходу не наследуется [61]. В качестве примера на рис. 28 приведен вид кривых сопротивления деформации для температуры $\theta = 850$ °С в интервале скоростей деформации $\xi = 0,01 \dots 100$ с⁻¹ в препроцессоре при определении реологии материала заготовки.

В случае, если расчетные значения термомеханических параметров в процессе моделирования выходят за верхние границы указанных интервалов, DEFORM осуществляет их автоматическую экстраполяцию по соответствующему параметру или группе параметров. В основном это происходит со степенью (локально в большинстве проходов) и скоростью деформации (локально в части проходов промежуточной груп-

пы клеток и чистовых проходах). При этом максимальное значение сопротивления деформации при всех сочетаниях термомеханических параметров, в соответствии с данными работ [62, 63] по его определению при сверхвысоких (до 4000 с^{-1}) скоростях деформации, ограничили значением 300 МПа.

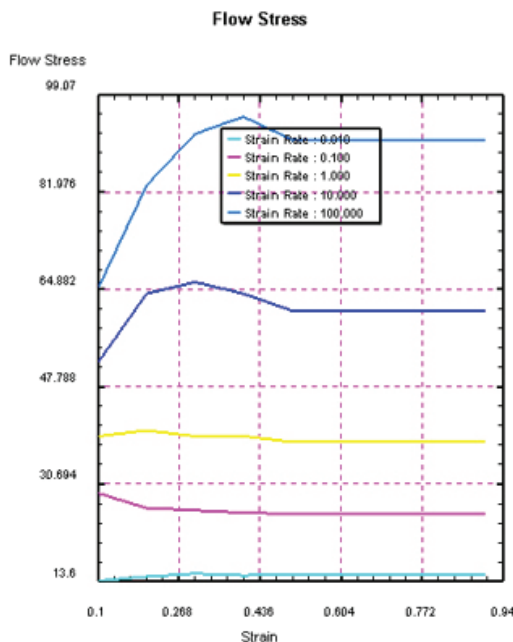


Рис. 28. Вид кривых сопротивления деформации при задании реологии

Трение на контактной поверхности задали посредством закона Прандтля — Зибеля. Значение показателя трения ψ_i по проходам, зависящее от температурно-скоростных условий прокатки согласно экспериментальным данным [64], определяли в зависимости от системы калибров и температуры полосы по уравнениям регрессии, разработанным в соответствии с методологией работы [25]:

- ▶ ящичные калибры и схема прокатки «прямоугольник — овал»

$$\psi_i = 0,471(t_i / 1000)^{-1,474}; \quad (9)$$

- ▶ система калибров «круг — овал — круг»

$$\psi_i = 0,576(t_i / 1000)^{-1,112}, \quad (10)$$

где t_i — температура полосы в i -м проходе.

Температура полосы, автоматически измеряемая в производственных условиях посредством пирометра перед проходами № 1 и № 5 и после прохода № 14, составляет соответственно 880, 780 и 610 °С [17]. Значения температур моделей заготовки по проходам t_i определены по уравнению регрессии, полученному на основе обработки указанных данных,

$$t_i = 900e^{-0,028i}. \quad (11)$$

Из-за высокой теплопроводности меди [1, 2], при моделировании предполагали выравнивание температурного поля по объему полосы между проходами с установлением средней температуры, которую определяли по формуле (11) и назначали при постановке задачи.

Время одного шага моделирования $\tau_{ш}$ по проходам рассчитывали исходя из максимально возможной величины перемещения узла сетки конечных элементов, которое не должно превышать 1/3 от минимального расстояния между узловыми точками (длины наименьшего ребра гексаэдра).

Таким образом, время шага определяли по формуле

$$\tau_{ши} = 1/3 l_{i(\min)} / v_{i(\max)},$$

где $l_{i(\min)}$ — минимальное расстояние между узловыми точками (измеряется при генерации сетки конечных элементов) для модели заготовки; $v_{i(\max)}$ — максимальная скорость перемещения узловых точек модели заготовки в i -м проходе.

Максимальную скорость перемещения узловых точек модели заготовки определяли исходя из закона постоянства секундных объемов по формуле

$$v_{i(\max)} = v_0 \lambda_i.$$

Время T и количество шагов моделирования N рассчитывали из условия достижения моделируемым процессом установившейся стадии, которая состоит из времени заполнения калибра (времени поворота модели вала на угол захвата) и прохождения передней торцевой поверхности расстояния, равного длине передней внешней зоны с учетом вытяжки. Таким образом, время и количество шагов моделирования определяли по формулам:

$$T_i = (1,15 \dots 1,3) \left(\frac{\alpha_{zi}}{\omega_i} + \frac{l_{пвзи}^*}{v_{i(\max)}} \right); \quad (12)$$

$$N_i = T_i / \tau_{\text{ш}i}, \quad (13)$$

где α_{zi} — угол захвата, $\alpha_{zi} = \sqrt{\frac{\Delta H_i}{R_i}}$; ω_i — угловая скорость валка в i -м проходе.

Числовой поправочный коэффициент 1,15–1,3 связан со временем движения модели заготовки до касания с валками, что позволяет предотвратить появление ошибок при генерации граничных условий.

После выполнения постановки задачи моделирования прокатки по проходам в препроцессоре программного комплекса DEFORM, в соответствии с вышеизложенной методикой последовательно генерировали общую базу исходных данных и на ее основе в симуляторе решали поставленную задачу с использованием метода конечных элементов.

Анализ полученных результатов решения задачи моделирования в виде визуализации самого процесса прокатки, а также распределения компонентов, описывающих напряженно-деформированное состояние полосы, выполняли с использованием постпроцессора (подгл. 3.3–3.5).

3.2. Постановка задачи моделирования температурных полей в валках при прокатке медной катанки методом конечных элементов

Постановку и решение задачи моделирования температурных полей в валках черновой группы клетей (проходы № 1–4) при прокатке методом конечных элементов осуществляли с использованием модуля Shape Rolling программного комплекса DEFORM, но с отличиями от случая общей постановки, приведенной в подгл. 3.1.

Длину модели заготовки определяли исходя из условия поворота валка на определенный угол X , обеспечивающий прохождение условно выделенной точки его поверхности, близкой к месту начального контакта с полосой, через области с характерными условиями теплопередачи при поддержании установившейся стадии моделируемого процесса прокатки. После поворота на угол $X = 180^\circ$ (большее значение увеличит и без того значительное время моделирования), температура

условно выделенной точки его поверхности по данным работ [65, 66] должна принять значение близкое к исходному. Таким образом, представленный подход позволит установить характер изменения температурного поля валка в пределах одного цикла «нагрев — охлаждение».

В соответствии с доминирующим механизмом теплопередачи, для различных окружных областей рабочих валков характерны следующие граничные условия (рис. 29):

- ▶ теплопередача теплопроводностью (интенсивный нагрев) в области непосредственного контакта 1, между валком и прокатываемой полосой в очаге деформации;
- ▶ теплопередача конвекцией (умеренное охлаждение) в областях 2, между валком и стекающими и по его поверхности потоками смазочно-охлаждающей жидкости (эмульсии), а также средой, насыщенной ее парами;
- ▶ теплопередача конвекций (интенсивное охлаждение) в области 3, между валком и струями смазочно-охлаждающими жидкостями, подаваемыми под повышенным давлением.

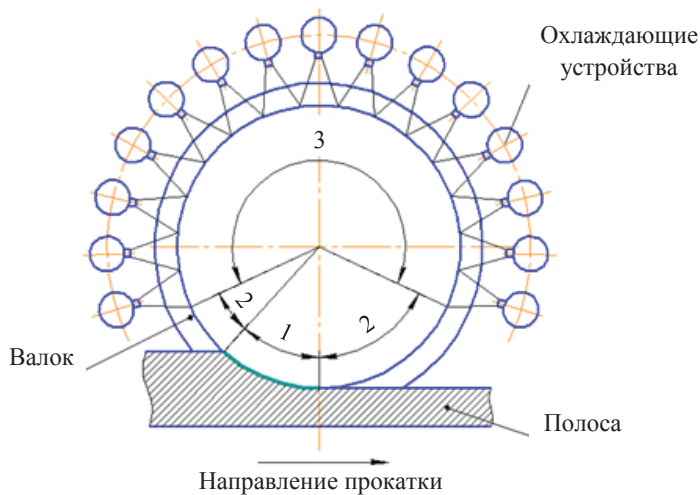


Рис. 29. Схема граничных условий, отнесенных к определенным областям валка в соответствии с доминирующим механизмом теплопередачи

Длина передней внешней зоны без учета вытяжки $l_{\text{пвз}}$ составляет

$$l_{\text{пвз}i} = (v_{i(\text{max})} \cdot \tau_{\chi_i}) / \lambda_i,$$

где τ_{χ_i} — время поворота валка на угол $\chi_i = X - \alpha_{zi}$ в i -м проходе.

Время поворота валка на угол χ определяли аналогично времени поворота валка на угол захвата по формуле

$$\tau_{\chi i} = \chi_i / \omega_i.$$

Длины остальных характерных участков модели заготовки (геометрического очага деформации l_d , задней внешней зоны $l_{звз}$) и ее полную длину L_0 определяли соответственно по формулам (4), (7) и (8).

Подход к формированию поперечных сечений моделей заготовок по проходам, являющихся базовым элементом при последующем создании трехмерной модели, аналогичен описанному в подгл. 3.1. Параметры генерации сетки конечных элементов для модели заготовки соответствуют приведенным в подгл. 3.1.

При генерации сетки конечных элементов для модели валка так же, как и для модели заготовки, состоящей из гексаэдров, количество элементов в поперечном сечении составляет $n_{\pi} = 300$ при коэффициенте отношения между максимальным и минимальным элементом $K = 5$, а количество слоев на заданный угол поворота $n_c = 70$.

Кинематические параметры моделирования в виде частоты вращения валков и поступательной скорости движения полосы соответствуют номинальному технологическому режиму и определены согласно методологии, приведенной в подгл. 3.1.

Трение на контактной поверхности между заготовкой и валком задали с помощью закона Прандтля — Зибеля, значения показателя трения определяли в зависимости от системы калибров по уравнениям регрессии (9) и (10).

Температуру валка в начальный момент времени задавали равномерно распределенной по объему. По усредненным результатам производственных измерений температуры поверхности валков в черновой группе клетей, выполняемых при аварийных и плановых остановах литейно-прокатного агрегата, ее значение составляет 50°C . Температуру модели заготовки в начальный момент времени моделирования также задавали равномерно распределенной по объему, а значение определяли по формуле (11).

Теплофизические свойства материала моделей заготовки (медь марки Cu-ЕТР, ближайший аналог М001) и валка (сталь Н13, ближайший аналог 4Х5МФ1С) во всех проходах определены по постоянным значениями теплоемкости C , степени черноты ε , коэффициентам теплопроводности λ и теплового расширения β (табл. 6) [67].

Таблица 6

**Значения теплофизических свойств материала моделей заготовки (Cu-ETP)
и вала (H13)**

Модель объекта	C , Дж/К	ε	λ , Вт/(м·К)	β , K^{-1}
Заготовка	3,8	0,3	300	$1,77 \cdot 10^{-5}$
Валок	4,6	0,7	24,3	$1,24 \cdot 10^{-5}$

Обобщенный коэффициент теплопередачи между заготовкой и валком во всех проходах черновой группы (область 1 на рис. 29) определили равным $12 \text{ Н/с/мм/}^{\circ}\text{C}$ в соответствии с рекомендациями по моделированию процессов горячей деформации, данными компанией-разработчиком используемого для моделирования программного комплекса [68], а также данных работ [69, 70].

Значение коэффициента теплопередачи конвекцией в областях 2 и 3 приняли равным $5 \text{ Н/с/мм/}^{\circ}\text{C}$ и $12 \text{ Н/с/мм/}^{\circ}\text{C}$ соответственно [71, 72]. Коэффициент теплопередачи между заготовкой и окружающей средой определили $0,1 \text{ Н/с/мм/}^{\circ}\text{C}$ [68, 69].

Стоит отметить, что точное определение значений указанных коэффициентов применительно к конкретному случаю встречает большие трудности в связи со сложностью проведения измерений (особенно для производственных условий) и большим многообразием связанных факторов, действие которых необходимо учитывать. Поэтому общепринятой практикой является принятие обобщенных усредненных значений на основе анализа данных, приведенных в литературных источниках, а также на основе результатов предварительных решений и их сравнения с имеющимися опытными данными.

Теплопередачу в области 1 определяли при назначении условий взаимодействия между моделями заготовки и вала. Для областей вала 2 и 3 тепловые граничные условия определяли путем создания стационарных трехмерных «окон» теплообмена с назначением в их объеме вышеприведенных значений коэффициентов теплопередачи. Расположение окон определяется в соответствии с границами действия охлаждающих устройств (углом охвата вала по обе стороны его вертикальной оси), составляющим 90° . Центральные области вала практически не влияют на изменение температуры поверхностных слоев [73], что дает возможность ориентироваться только на внешнеугловые границы и использовать доступные в DEFORM окна в форме паралле-

лепипеда. Вид созданных окон теплообмена в препроцессоре в плане для валка в проходе № 3 приведен на рис. 30.

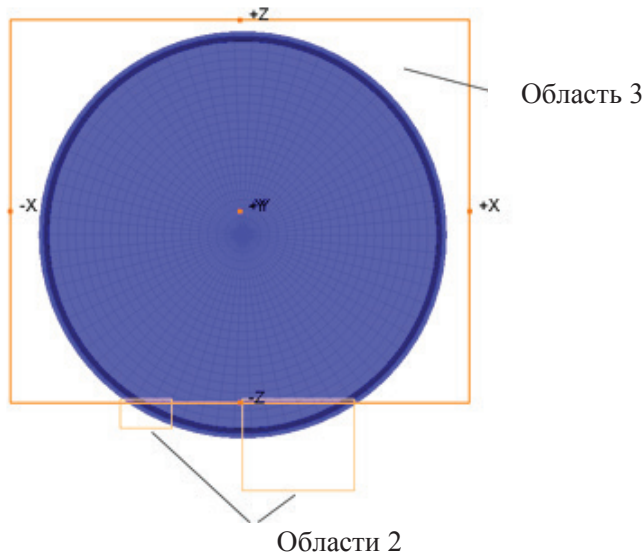


Рис. 30. Вид созданных окон теплообмена для валка в проходе № 3

Время и количество шагов моделирования определяли по формулам (12) и (13).

3.3. Анализ деформированного состояния

3.3.1. Деформированное состояние

По результатам моделирования прокатки с использованием метода конечных элементов (см. подгл. 3.1) осуществили визуализацию распределения компонентов, характеризующих деформированное состояние полосы одновременно с процессом на его установившейся стадии [74]. На рис. 31, *a* и *б* приведено распределение степени деформации в проходе № 1 и фотография недоката, полученного в ходе экспериментального исследования, с отбором темплетов от заготовки и ее раскатов во время остановки ЛПА.

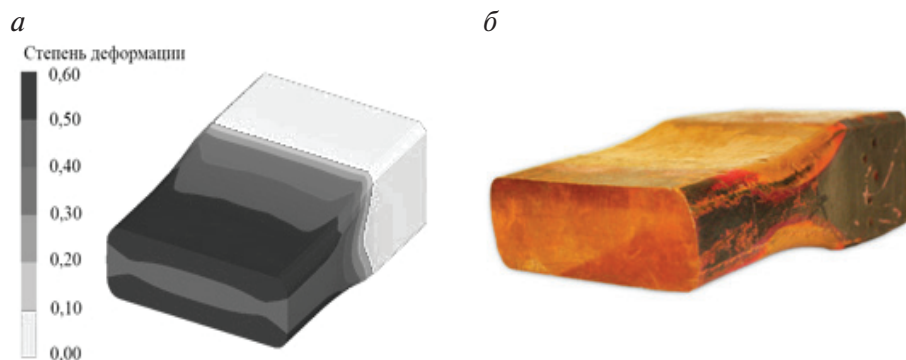


Рис. 31. Распределение степени деформации на общем виде прокатываемой полосы (а) и фотография недоката (б) в проходе № 1 (схема прокатки «прямоугольник — ящичный прямоугольник»)

Из сравнения составляющих рис. 31 можно заключить, что полосы, форма которых представляет собой одинарную бочку с малой выпуклостью боковой поверхности и плавными переходами к ней, полученные при моделировании и в производственных условиях, геометрически подобны. Также видно, что деформированное состояние полосы является неоднородным, при этом можно наблюдать места наиболее интенсивного протекания процессов деформации. Для прохода № 1 это — приконтактные области полосы на участках дна, скругления и выпуска ручьев ящичного калибра. Их степень деформации находится на уровне 0,50–0,60, в то время как центральная область и свободная боковая поверхность полосы имеют степень деформации 0,40–0,50.

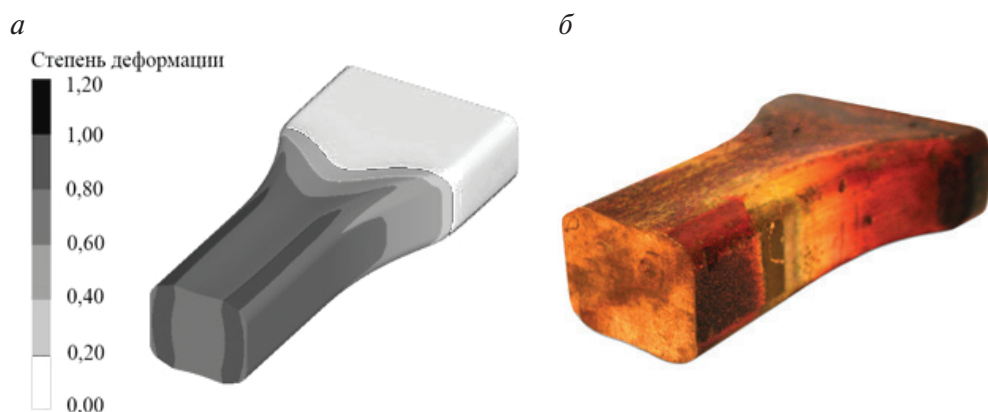


Рис. 32. Распределение степени деформации на общем виде прокатываемой полосы (а) и фотография недоката (б) в проходе № 2 (схема прокатки «ящичный прямоугольник — ящичный квадрат»)

Из рис. 32 следует, что форма полосы в проходе № 2 характеризуется наличием двойной бочки, что видно как на конечно-элементной модели, так и на фотографии недоката.

Максимальные степени деформации в диапазоне значений 0,80–1,00 расположены в области выпусков калибра на границе контактной поверхности. Остальные области полосы имеют степень деформации 0,60–0,80.

Описанный характер распределения деформаций, с одной стороны, связан с возникновением растягивающих напряжений в центральной области полосы, которые приводят к образованию внутренних поперечных надрывов [53]. С другой стороны, выпуклости двойной бочки подвергаются повышенному обжатию в следующем овальном калибре, способствуя повышенному износу его ручьев [75].

Форма полосы в проходе № 3, как видно из соответствующих частей рис. 33, представляет собой одинарную бочку с малой выпуклостью свободной боковой поверхности и переходом к ней в виде ярко выраженного ребра. Это происходит из-за малого заполнения овального калибра, при котором полоса не доходит до предусмотренных его конфигурацией участков скруглений. При последующей задаче полосы в круглый калибр ребра ее подвергнутся более интенсивной деформации, что приведет к появлению дефектов, связанных с понижением пластичности материала вследствие захлаживания [53], а также повышенному износу ручьев [75, 76].

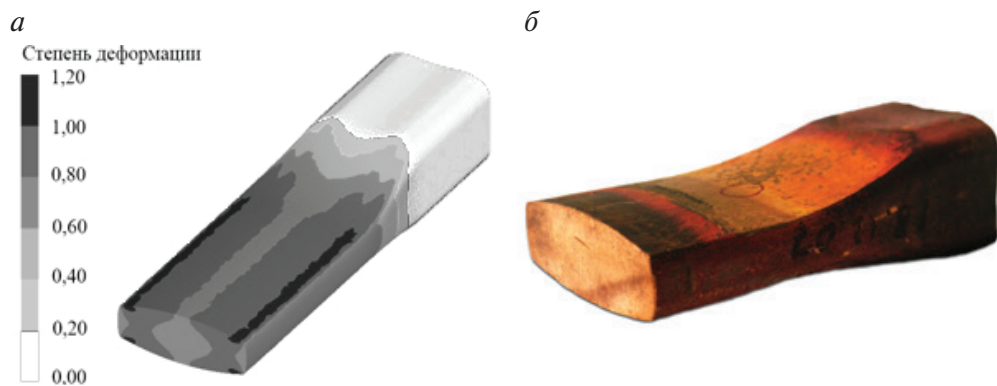


Рис. 33. Распределение степени деформации на общем виде прокатываемой полосы (а) и фотография недоката (б) в проходе № 3 (схема прокатки «ящичный квадрат — овал»)

Наибольшие степени деформации в проходе № 3, имеющие значение 1,0–1,2, локализованы преимущественно в периферийных обла-

стях полосы, что связано с деформацией выпуклостей двойной бочки. Прилегающая боковая кромка деформируется менее интенсивно, степень деформации здесь составляет 0,6–0,8. Это же справедливо и для центральной области полосы, и приконтактных слоев.

Таким образом, деформированное состояние в проходах № 2 и № 3 является неблагоприятным с позиции износа валков и дефектообразования, поэтому его изменение посредством проектирования новой калибровки валков черновой группы клетей можно считать целесообразным рационализаторским мероприятием.

Следует отметить, что в проходе № 4 (рис. 34) модельная полоса по форме близка к правильному кругу, тогда как боковые стороны недоката представляют собой фактически вертикальную поверхность (лыски). Подобное расхождение обусловлено разновременной остановкой клетей черновой и промежуточной групп и возникающей утяжкой полосы. В штатном режиме работы прокатываемая полоса по форме близка к правильному кругу, что видно по фотографии следа прожога фанерной рейки после прохода № 4 (рис. 35). Также видно (рис. 34), что в первую очередь деформации подвергаются ребра овала, причем их исчезновение наступает ближе к выходному сечению очага деформации. Это является причиной локализации деформаций, значение которых составляет 1,17–1,40. Степень деформации центральной области полосы и ее боковой поверхности имеет значения 0,70–0,93.

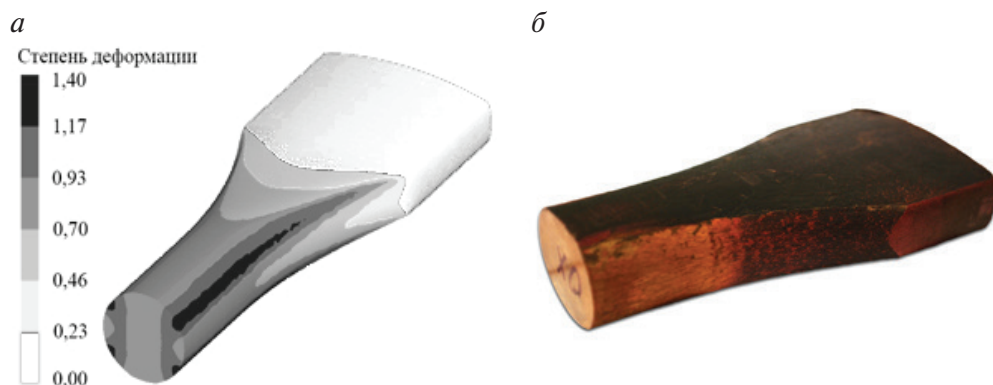


Рис. 34. Распределение степени деформации на общем виде прокатываемой полосы (а) и фотография недоката (б) в проходе № 4 (схема прокатки «овал — круг»)

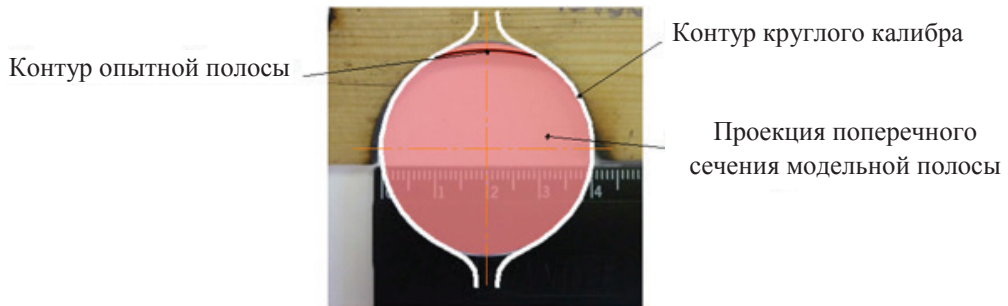


Рис. 35. След прожога фанерной рейки при контакте с прокатываемой полосой после прохода № 4

Распределение степени деформации в проходах промежуточной и чистовой групп в общем аналогично вышеописанному, с разницей в образовании менее выраженных кромок в овальных калибрах, а также меньшим радиусом свободной поверхности в круглых калибрах. Описанию напряженно-деформированного состояния в чистовом проходе посвящена работа [77].

Расчетные и опытные размеры полос по проходам прокатного стана и соответствующие им значения абсолютного Δ_B и относительного δ_B отклонения по ширине приведены в табл. 7.

Таблица 7

Расчетные и опытные размеры полосы по проходам и соответствующие им значения абсолютного Δ_B и относительного δ_B отклонения по ширине

Номер прохода	Расчетные размеры полос, мм		Опытные размеры полос (темплетов), мм		Δ_B , мм	δ_B
	H_1	B_1	H_1	B_1		
1	46,0	129,8	46,8	130,5	0,7	0,0054
2	70,0	53,2*/55,4**	70,8	53,0*/54,8**	-0,2*/ -0,6**	-0,0038*/ -0,0109**
3	29,2	82,6	30,2	81,7	-0,9	-0,0110
4	40,0	39,6	40,3	38,7	-0,9	-0,0233
5	21,8	44,3	22,2	43,7	-0,6	-0,0137
6	28,0	25,4	28,4	25,0	-0,4	-0,0160
7	14,3	32,7	14,7	32,0	-0,7	-0,0219
8	19,6	17,5	19,8	17,0	-0,5	-0,0294
9	11,3	21,4	11,8	21,0	-0,4	-0,0190
10	14,2	13,4	14,0	13,2	-0,2	-0,0152

Окончание табл. 7

Номер прохода	Расчетные размеры полос, мм		Опытные размеры полос (темплетов), мм		Δ_B , мм	δ_B
	H_1	B_1	H_1	B_1		
11	7,8	15,3	8,2	15,1	–0,2	–0,013 2
12	10,3	9,7	10,4	9,5	–0,2	–0,021 1
13	6,5	12,2	7,0	12,1	–0,1	–0,008 3
14	8,1	7,9	8,1	8,0	0,1	0,012 5

* Ширина впадины.

** Ширина выступа двойной бочки.

Бóльшие значения высоты H_1 темплетов обусловлены упругой деформацией валков и рабочей клетки, а также выборкой зазоров между элементами последней, которые не учитывали при моделировании, поскольку те не имеют принципиального значения. Среднее значение относительного отклонения расчетных значений ширины полосы от опытных $m(\delta_B) = -0,013$ при среднеквадратическом отклонении $\sigma(\delta_B) = 0,011$, что позволяет сделать вывод об адекватности выполненного моделирования и высокой точности результатов, полученных с его использованием.

Распределение параметров, описывающих напряженно-деформированное состояние полосы, по контактной поверхности ручьев также представили в виде графиков в функции относительной координаты по ширине ручьев $\pm B_{\text{отн}}$, которую определяли по следующей формуле

$$\pm B_{\text{отн } j} = \frac{\pm B_j}{B_{\text{кп}i} / 2},$$

где B_j — текущая координата по ширине контактной поверхности, за нулевое значение которой приняли положение вертикальной плоскости симметрии; $B_{\text{кп}i}$ — ширина контактной поверхности в i -м проходе.

Для получения гладких кривых использовали сплайн-аппроксимацию посредством системы компьютерной алгебры MathCad (Parametric Technology Corporation). Построение графиков выполняли в табличном процессоре Microsoft Excel (Microsoft Corporation).

На рис. 36 приведен график распределения степени деформации ε по ширине контактной поверхности в относительной координате на выходе очага деформации в проходах черновой группы клеток, который иллюстрирует вышеописанное.

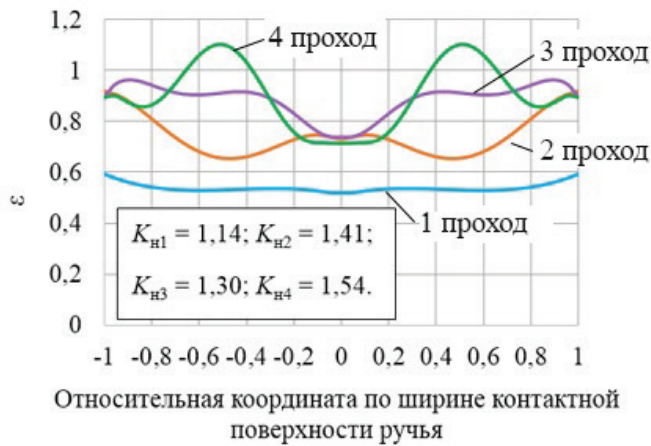


Рис. 36. Распределение степени деформации ε по ширине контактной поверхности в относительной координате на выходе очага деформации в проходах черновой группы клетей

Также на графике приведены значения коэффициента неоднородности деформированного состояния, который определяли по формуле

$$K_{ni} = \varepsilon_{i(\max)} / \varepsilon_{i(\min)},$$

где $\varepsilon_{i(\max)}$ и $\varepsilon_{i(\min)}$ — максимальная и минимальная степень деформации в i -м проходе.

Таким образом, неоднородность деформированного состояния среди схем прокатки распределяется следующим образом: ящичный прямоугольник — ящичный прямоугольник ($K_{н1} = 1,14$), ящичный квадрат — овал ($K_{н3} = 1,30$), ящичный прямоугольник — ящичный квадрат ($K_{н2} = 1,41$), овал — круг ($K_{н4} = 1,54$).

3.3.2. Скольжение на контактной поверхности

По результатам моделирования прокатки с использованием метода конечных элементов (см. подгл. 3.1), в соответствии с разработанной методикой [101] выполнили расчет факторов, связанных со скольжением, и представили результат в виде графиков.

На рис. 37 приведен график распределения скольжения Δv по длине очага деформации вдоль вертикальной плоскости симметрии в функции относительной координаты, которую определяли по формуле

$$l_{\text{отн } k} = \frac{l_k}{l_d},$$

где l_k — текущая координата по длине очага деформации (вдоль координатной оси x , см. подгл. 2.3), за нулевое значение которой принята плоскость входа.

Как следует из приведенного графика, максимальное скольжение во всех проходах относится к области входа в очаг деформации, что связано с наибольшей разностью здесь составляющих скоростей валков и полосы [53]. От обозначенных максимумов по направлению прокатки происходит уменьшение скольжения до нулевого значения в нейтральном сечении. От нейтрального сечения наблюдается незначительный рост скольжения с малым (по отношению ко входу) максимумом в области выхода очага деформации. Также видно, что по ходу прокатки происходит увеличение максимального скольжения, что можно объяснить соответствующим повышением скорости прокатки.

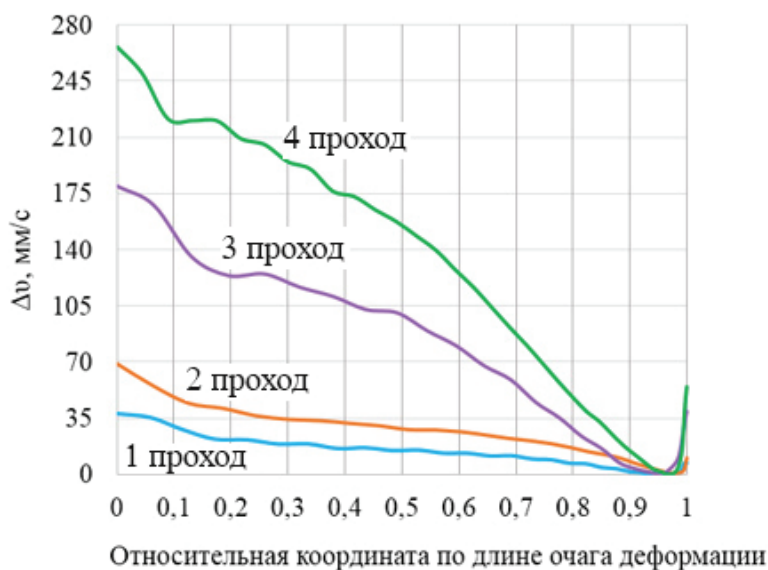


Рис. 37. Распределение скольжения по длине очага деформации в относительной координате вдоль вертикальной плоскости симметрии в проходах черновой группы

Из рис. 38 видно, что наиболее равномерное распределение скольжения наблюдается в проходах № 1 и № 2. При осуществлении начального захвата и последующем вовлечении в очаг деформации новых

объемов прокатываемого материала, контакт происходит по прямолинейным в плане участкам дна ящичных калибров ($-0,80...0,80$ и $-0,58...0,58$ в относительной координате в проходах № 1 и 2), что определяет одинаковую разность составляющих скоростей валков и полосы по ширине обозначенных участков и соответственно одинаковое значение скольжения.

В проходах № 3 и 4 неравномерность распределения скольжения более выражена. Для формализации описания указанной неравномерности, ширину контактной поверхности в плане в овальном и круглом калибрах условно подразделили на центральную область и симметричные относительно нее промежуточные и периферийные области. В центральной области овального калибра ($-0,20...0,20$ в относительной координате) скольжение составляет $180-190$ мм/с, тогда как по мере удаления в сторону периферии, оно плавно увеличивается, достигая максимумов в 205 мм/с в промежуточных областях ($|0,40...0,75|$ в относительной координате), наличие которых объясняется повышенным обжатием выпуклостей двойной бочки.

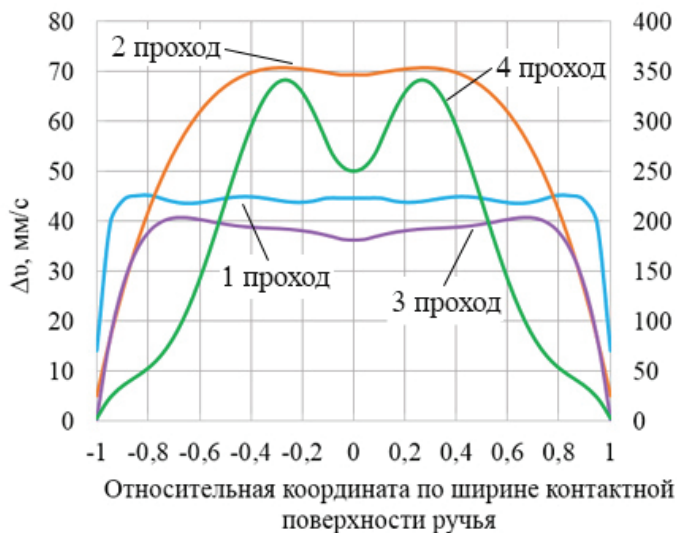


Рис. 38. Распределение скольжения по ширине контактной поверхности в относительной координате на входе в очаг деформации в проходах черновой группы клетей¹

¹ Для проходов № 1 и 2 используется основная (левая) ось ординат, для № 3 и 4 — дополнительная (правая).

Максимумы скольжения в проходе № 4, имеющие значение 340 мм/с, смещены от центральной области ручья, где скольжение составляет 250–290 мм/с в промежуточные области ($|0,20...0,40|$ в относительной координате). Причиной наблюдаемой неравномерности является деформация ребер овального подката, по которым осуществляется начальный контакт с валками.

На участках выпусков ($|0,96...1,00|$, $|0,88...1,00|$ в относительной координате в проходах № 1 и 2) и в периферийных областях ручьев ($|0,85...1,00|$, $|0,40...1,00|$ в относительной координате в проходах № 3 и 4) скольжение резко уменьшается. Это происходит из-за снижения разности скоростей валков и участков полосы, вовлекаемых в очаг деформации при уширении вследствие принудительной вытяжки последних центральными слоями.

Можно заключить, что скольжение имеет неравномерное распределение по ширине контактной поверхности, связанное с конфигурацией используемых калибров и особенностями деформированного состояния и наиболее значительно проявляющееся в момент начального контакта.

Из рис. 39 видно, что по ходу прокатки происходит увеличение мощности трения, что связано с ростом скольжения (см. рис. 37 и 38) при соизмеримом уровне напряжений трения. Кроме того, локальные максимумы скольжения и мощности трения приходятся на одинаковые диапазоны относительной координаты.

Суммарная мощность трения на контактной поверхности в проходах № 1–4 черновой группы равна соответственно 0,53; 0,89; 1,47 и 1,65 кВт, что составляет в среднем 10–15 % от мощности прокатки. Суммарная работа трения в час в этих проходах при этом равна 1,92; 3,12; 5,31 и 5,92 МДж.

Из представленного графика (рис. 40) следует, что в проходах черновой группы по ходу прокатки происходит увеличение пути скольжения. Это объясняется увеличением скольжения при одном порядке длин очага деформации (в проходах № 1–4 они равны 75; 106; 80 и 95 мм). Также можно отметить, что распределение полного пути скольжения повторяет характер распределения самого скольжения, обусловленный деформационно-кинематическими условиями.

Можно заключить, что скольжение вносит определяющий вклад в значения таких связанных с ним факторов, как путь скольжения, мощность и работа трения, которые при этом наследуют особенности его распределения по контактной поверхности.

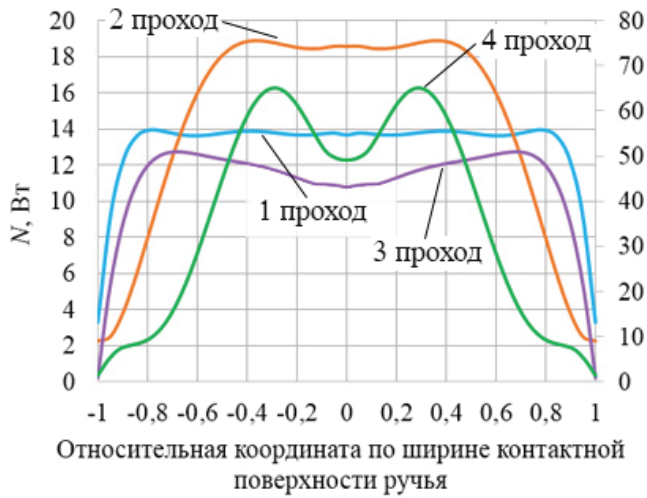


Рис. 39. Распределение мощности трения по ширине контактной поверхности в относительной координате на входе в очаг деформации в проходах черновой группы клеток¹

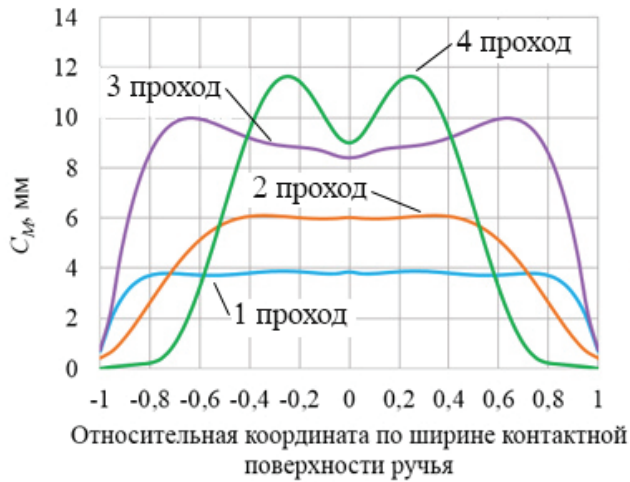


Рис. 40. Распределение полного пути скольжения по ширине контактной поверхности в относительной координате на выходе очага деформации в проходах черновой группы клеток

¹ Для проходов № 1 и 2 используется основная (левая) ось ординат, для № 3 и 4 — дополнительная (правая).

Поскольку скольжение определяется по разности составляющих скоростей валков и полосы, причем кинематика последней подчиняется закону постоянства секундных объемов, то уменьшение связанных со скольжением факторов, вызывающих изнашивание валков, может быть достигнуто путем проектирования нового скоростного режима.

3.4. Анализ напряженного состояния

По результатам моделирования прокатки с использованием метода конечных элементов (см. подгл. 3.1) осуществили визуализацию распределения нормального давления одновременно с самим процессом на его установившейся стадии.

На рис. 41, *а* и *б* представлено распределение нормального давления на контактной поверхности прокатываемой полосы в проходах № 1 и 2. Верхний предел цветовой шкалы соответствует максимальному нормальному давлению в проходе.

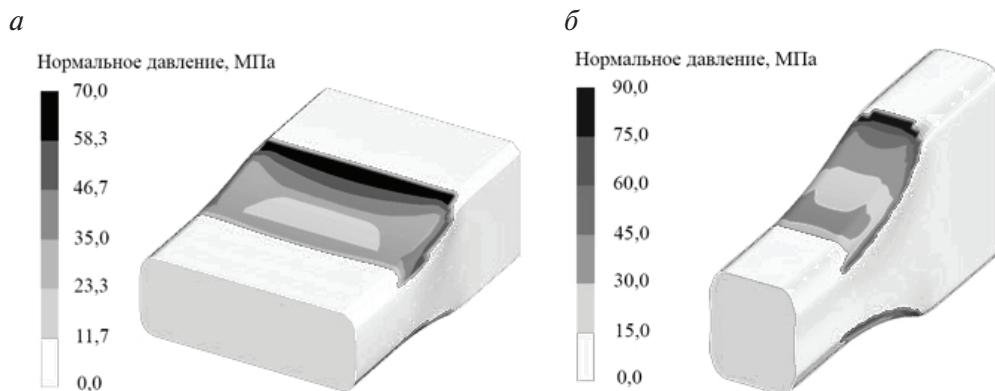


Рис. 41. Распределение нормального давления на контактной поверхности прокатываемой полосы:

а — в проходе № 1; *б* — в проходе № 2

Как следует из представленного рисунка, максимальное нормальное давление (58,3–70,0 МПа в проходе № 1 и 75,0–90,0 МПа в проходе № 2) возникает на входе очага деформации в центральной области полосы, соответствующей дну ящичных калибров. В средней области полосы по направлению прокатки происходит уменьшение нормального

давления, локальный минимум при этом наблюдается приблизительно в центре контактной поверхности. Нормальное давление здесь составляет 11,7–23,3 МПа в проходе № 1 и 15,0–30,0 МПа в проходе № 2.

В районе нейтрального сечения нормальное давление незначительно возрастает, образуя локальный максимум, в котором его значения в проходах № 1 и 2 равны 23,3–35,0 МПа и 30,0–45,0 МПа. У выхода очага деформации, при прекращении контакта полосы с валками, нормальное давление уменьшается до нуля. На кромках полосы, находящихся на уровне участков скруглений и выпусков, нормальное давление оказывается повышенным в 1,5–2,5 раза, в отличие от остальной контактной поверхности.

Из рис. 42 видно, что максимальное нормальное давление в овальном и круглом калибрах сосредоточено на кромках (периферии) прокатываемой полосы. В проходе № 3 нормальное давление в указанных областях составляет 83,3–100,0 МПа, а в проходе № 4 — 113,3–135,0 МПа. Нормальное давление в области минимума составляет 50,0–66,7 МПа в проходе № 3 и 45,5–67,5 МПа в проходе № 4. В области максимума нормальное давление равно соответственно 66,7–83,3 и 67,5–90,0 МПа, т.е. тенденция увеличения нормального давления по ходу прокатки характерна не только для областей их максимальных значений, но и для всей контактной поверхности.

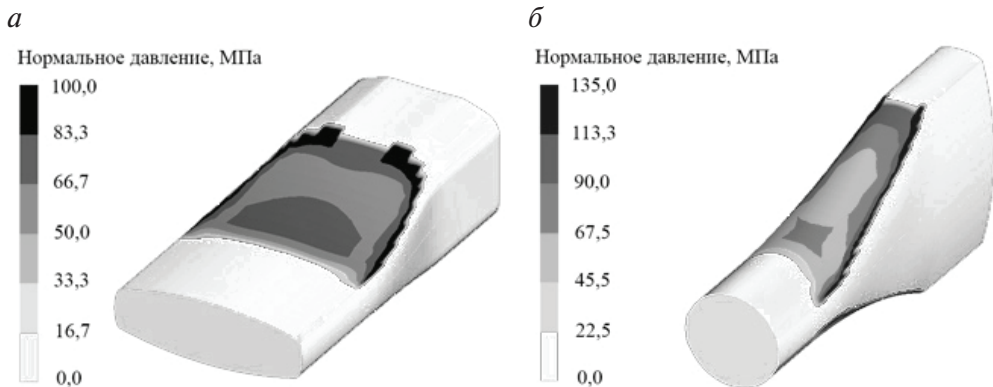


Рис. 42. Распределение нормального давления на контактной поверхности прокатываемой полосы:

а — в проходе № 3; б — в проходе № 4

Можно заключить, что по ходу прокатки нормальное давление увеличивается вследствие увеличения сопротивления деформации мате-

риала полосы при понижении ее температуры и вследствие увеличения скорости деформации при возрастании скорости прокатки.

Таким образом, установлено наличие по длине очага деформации двух локальных максимумов нормального давления, которые можно условно обозначить как большой и малый. Большой максимум находится в области входа в очаг деформации и связан преимущественно со скоростным упрочнением материала полосы при малых значениях степени деформации в соответствии с кривыми упрочнения меди. Малый максимум расположен в области нейтрального сечения, причинами его возникновения являются, с одной стороны, подпор противоположно направленных в зонах отставания и опережения сил трения скольжения на контактной поверхности, с другой — стеснение уширения полосы со стороны стенок калибров.

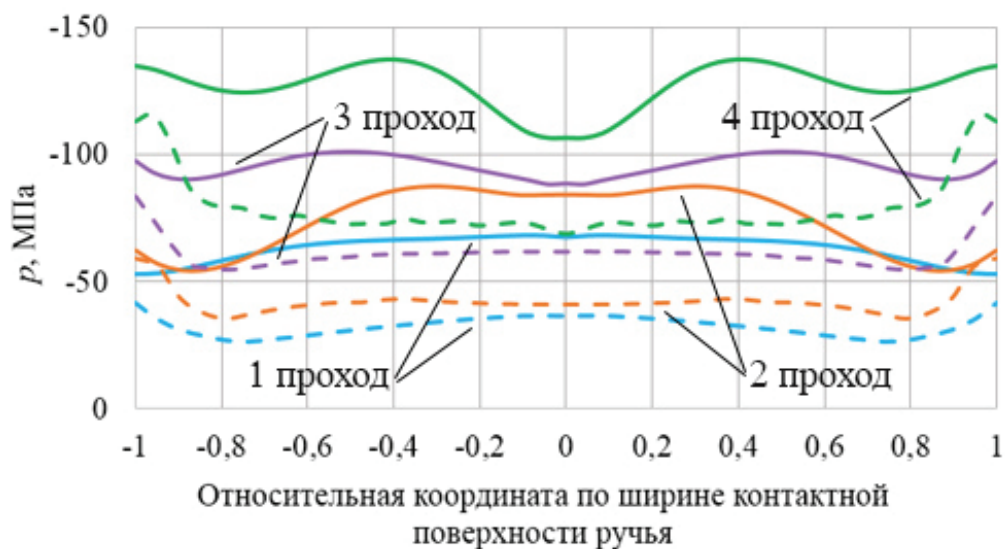


Рис. 43. Распределение нормального давления на входе в очаг деформации (сплошные линии) и в нейтральном сечении (штриховые линии) в относительной координате по ширине контактной поверхности

Из приведенного графика (рис. 43) следует, что неоднородность распределения нормального давления по ширине контактной поверхности наиболее значительно проявляется в области входа в очаг деформации. Также можно наблюдать локальные максимумы нормального давления по ширине, особенно выраженные в проходах № 3 и № 4

($[0,30...0,80]$ в относительной координате), наличие которых объясняется деформацией выпуклостей двойной бочки (овальный калибр) и ребер овального подката (круглый калибр). Максимумы на кромках ($[0,80...1,00]$ в относительной координате) связаны с вовлечением в очаг деформации объемов недеформированного материала и с описанным выше влиянием скоростного упрочнения.

В проходе № 2 описанные особенности также обнаруживаются. В частности, максимальное нормальное давление относится к дну ($[-0,40...0,40]$ в относительной координате) ящичного квадратного калибра. Наиболее равномерное распределение нормального давления при отсутствии выраженных локализаций на большей части ширины контактной поверхности ($[-0,90...0,90]$ в относительной координате) наблюдается в проходе № 1. Причинами этого являются малые скорости деформации, подобие конфигурации непрерывно-литой заготовки, представляющей собой прямоугольник, и использование прямоугольного ящичного калибра.

Также из представленного графика видно, что в нейтральном сечении нормальное давление в общем распределено равномерно. Исключение, как было отмечено выше, составляют кромки полосы. При этом по ходу прокатки нормальное давление увеличивается в области входа, в нейтральном сечении и на кромках.

Таким образом, установлено, что распределение нормального давления, в частности в виде наличия локальных максимумов по ширине контактной поверхности, связано с конфигурацией используемых калибров и особенностями деформации полосы. Следовательно, для уменьшения уровня нормального давления и неоднородности его распределения необходимо проектирование новой калибровки валков черновой группы клетей.

3.5. Анализ температурных полей в валках

По результатам моделирования температурных полей в валках при прокатке медной катанки с использованием метода конечных элементов (см. подгл. 2.2) осуществили визуализацию распределения температуры в плоскости выходного сечения очага деформации, в которой ее значения максимальны. Вместе с тем температура нагрева

валков зависит от времени их контакта с полосой t_k , график распределения которого в относительной координате по ширине контактной поверхности в проходах черновой группы клеток приведен на рис. 44.

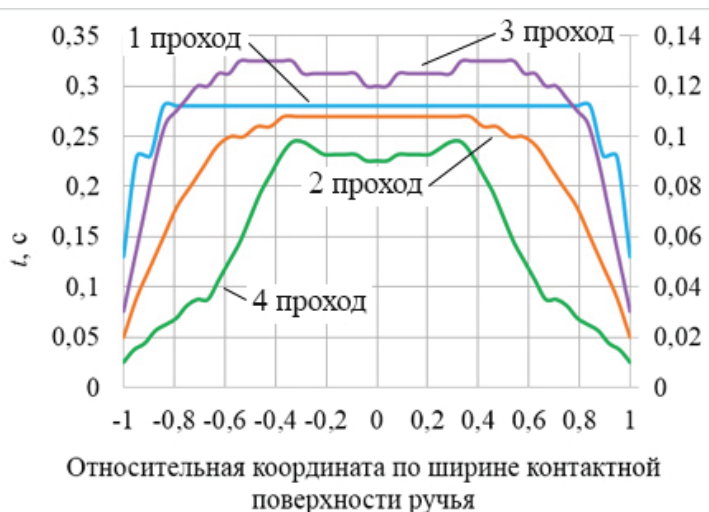


Рис. 44. Распределение времени контакта по ширине контактной поверхности в проходах черновой группы клеток¹

Как следует из графика, время контакта уменьшается по ходу прокатки, что объясняется увеличением скорости последней. При этом в проходах № 1 и 2 максимальное время контакта на участках дна равно 0,29 с (–0,80...0,80 в относительной координате) и 0,27 с (–0,60...0,60 в относительной координате) соответственно, т. е. находится приблизительно на одном уровне. В проходе № 3 максимальное время контакта 0,13 с относится к промежуточным областям ручьев (|0,30...0,60| в относительной координате). В проходе № 4 максимальное время контакта 0,1 с также характерно для промежуточных областей (|0,20...0,40| в относительной координате).

На рис. 45, *а* и *б* приведено распределение температуры в плоскости выходного сечения очага деформации в приконтактных слоях валков проходов № 1 и 2, а также представлена положительная часть шкалы относительной координаты по ширине контактной поверхности.

¹ Для 1–2 проходов используется основная (левая) ось ординат, для 3–4 — дополнительная (правая).

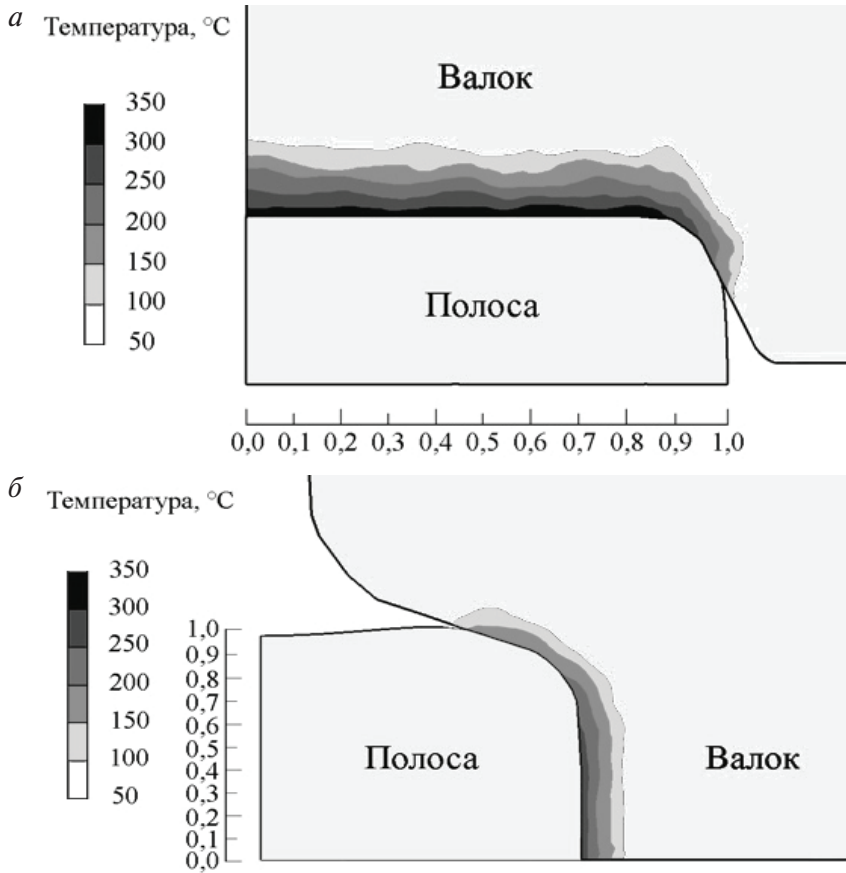


Рис. 45. Распределение температуры в плоскости выходного сечения очага деформации в приконтактных слоях валков:

a — прохода № 1; *б* — прохода № 2

Видно, что для температурного поля в приконтактных слоях валков характерна значительная неоднородность распределения, проявление которой состоит в различной величине нагрева основных участков, образующих ручки. В обоих проходах максимальный и равномерный нагрев поверхностных слоев (слоев, непосредственно примыкающих к контактной поверхности) происходит по дну ящичных калибров ($-0,88...0,88$ в проходе № 1 и $-0,58...0,58$ в проходе № 2 в относительной координате). В проходе № 1 поверхностные слои нагреваются на указанном участке до температуры $300-350\text{ }^{\circ}\text{C}$, а в проходе № 2 — до $250-300\text{ }^{\circ}\text{C}$, т.е. приблизительно в 1,2 раза меньше. Скру-

гления и выпуски при этом нагреваются менее интенсивно, до температур 150–300 °С.

Из данных рис. 45 также следует, что по мере удаления от контактной поверхности происходит снижение температуры приконтактных слоев валков за счет явлений теплопереноса. При этом толщина слоев, нагретых выше определенной температуры (глубина нагрева), различных участков и областей ручьев зависит от их максимальной температуры. Для наглядности представления значение температуры, определяющее глубину нагрева, назначили равным 100 °С. Глубину нагрева измеряли путем построения к поверхности участка перпендикуляра от обозначенной температурной границы и определения его длины. В проходе № 1 приконтактные слои участков дна, скруглений и выпусков нагреваются на глубину 10, 7 и 5 мм соответственно. В проходе № 2 приконтактные слои этих же участков нагреваются на глубину 5, 4 и 3 мм.

Таким образом, максимальная температура и глубина нагрева валков в проходе № 2 в 1,5–2 раза меньше, чем в проходе № 1. При этом можно отметить, что температура и глубина нагрева участков, образующих ручьи калибров, зависит от времени их контакта с полосой. Так, наибольшая температура, глубина и равномерность нагрева характерны для прямолинейных в плане участков дна, которые первыми входят в контакт с полосой аналогичной конфигурации, что обуславливает для них максимальное и равномерно распределенное время контакта по ширине. Скругления при этом нагреваются в 1,25–1,4, а выпуски в 1,6–2 раза меньше, что объясняется их более поздним контактом с полосой, реализующимся в процессе уширения последней и полностью завершающегося только в плоскости выходного сечения.

Из данных рис. 46 видно, что нагрев приконтактных слоев валков в проходе № 3 оказывается меньше, чем в предыдущих проходах. Также можно наблюдать, что разные области ручьев нагреваются неравномерно. Наибольший нагрев до температур 200–250 °С испытывают поверхностные слои промежуточных областей ($|0,40...0,85|$ в относительной координате), там же наблюдается и наибольшая глубина нагрева приконтактных слоев, равная 3 мм. Температура поверхности в центральной области ($-0,40...0,40$ в относительной координате) составляет 150–200 °С, а глубина нагрева — 2 мм. Периферийные области ($|0,85...1,00|$ в относительной координате) нагреваются наименее интенсивно, их температура составляет 50–100 °С при глубине нагрева 1 мм.

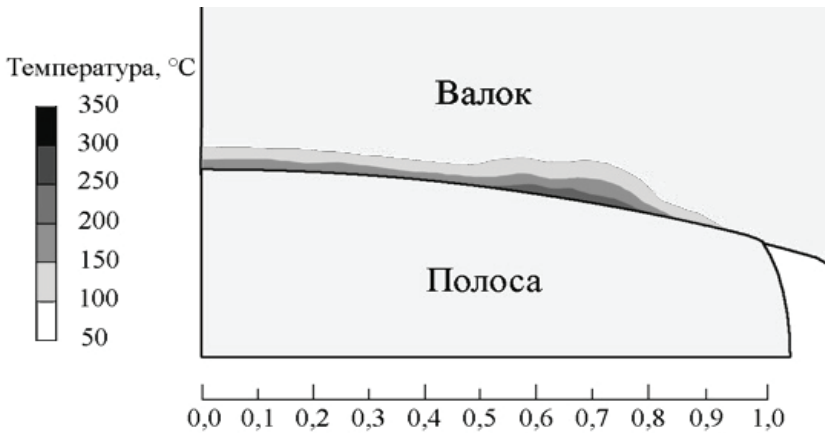


Рис. 46. Распределение температуры в плоскости выходного сечения очага деформации в приконтактных слоях прохода № 3

Повышенный нагрев промежуточных областей связан с деформацией выпуклостей двойной бочки. Поскольку начальный контакт осуществляется по обозначенным выпуклостям в промежуточных областях, для них характерно наибольшее время контакта. Контакт центральной области с полосой происходит после обжатия выпуклостей последней до уровня ее наименьшей высоты, соответственно время контакта этой области оказывается меньше.

Таким образом, по отношению к проходам № 2 и № 1 максимальная температура нагрева поверхностных слоев ручьев в проходе № 3 уменьшается в 1,2–1,4 раза. Среднее значение этого отношения для других областей приблизительно равно 3. Сказанное справедливо и для глубины нагрева приконтактных слоев.

Согласно представленному на рис. 47, в проходе № 4 обнаруживаются те же описанные выше особенности, касающиеся неоднородности нагрева областей ручьев используемого круглого калибра, а также уменьшения уровня температур приконтактных слоев по отношению к предыдущему проходу. Максимальному нагреву до температур 150–200 °C подвергаются поверхностные слои в промежуточных областях ($|0,20 \dots 0,40|$ в относительной координате), здесь же наблюдается также и наибольшая глубина нагрева равная 2 мм. Поверхностные слои в центральной области ($-0,20 \dots 0,20$ в относительной координате) нагреваются умеренно: их температура составляет 150–200 °C, при глубине нагрева приконтактных слоев равной 1 мм. Наименьшая тем-

пература 50–100 °С, как и во всех предыдущих проходах, относится к периферийным областям ($|0,40...1,00|$ в относительной координате), при этом большая их часть вообще не нагревается выше 100 °С.

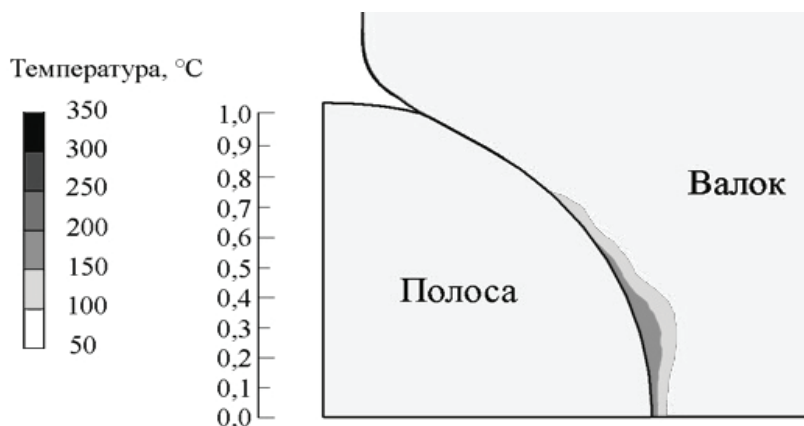


Рис. 47. Распределение температуры в плоскости выходного сечения очага деформации в приконтактных слоях прохода № 4

Локализация нагрева в промежуточных областях ручьев объясняется их максимальным временем контакта с полосой при деформации выраженных ребер, формирующихся при прокатке в предыдущем овальном калибре. При этом несмотря на то, что наибольшая высота полосы приходится на центральную область ручья, время ее контакта и температура нагрева меньше.

Таким образом, нагрев поверхностных слоев в проходе № 4 оказывается наименьшим среди всех рассмотренных. Температуры в промежуточных областях, подверженных максимальному нагреву, оказываются меньше в 1,25–1,75 раза, чем в предыдущих проходах.

Можно заключить, что максимальная температура и глубина нагрева поверхностных слоев валков уменьшается по ходу прокатки, что объясняется уменьшением как времени их контакта с нагретой полосой, так и температуры последней. При этом также проявляется неоднородность распределения температуры поверхности по ширине, перепад которой во всех проходах черновой группы в среднем достигает 2–3 раза.

При известных расчетных значениях максимальных T_{\max} и минимальных T_{\min} температур поверхностных слоев ручьев определяли ве-

личину размаха температур в пределах одного термического цикла «нагрев — охлаждение» по формуле

$$\Delta T_j = T_{j(\max)} - T_{j(\min)}.$$

За минимальную температуру поверхности принимали значение, которое выделенная точка имеет после поворота на угол $X = 180^\circ$.

Из графика (рис. 48) можно заключить, что размах температур уменьшается по ходу прокатки: так, его максимальные значения на уровне 300°C наблюдаются в проходе № 1, а минимальные — на уровне 130°C — в проходе № 4 черновой группы. Наибольшие значения размаха температур в каждом проходе относятся к областям, подверженным наибольшему нагреву: участки дна в ящичных калибрах, промежуточные области в овальном и круглом калибрах.

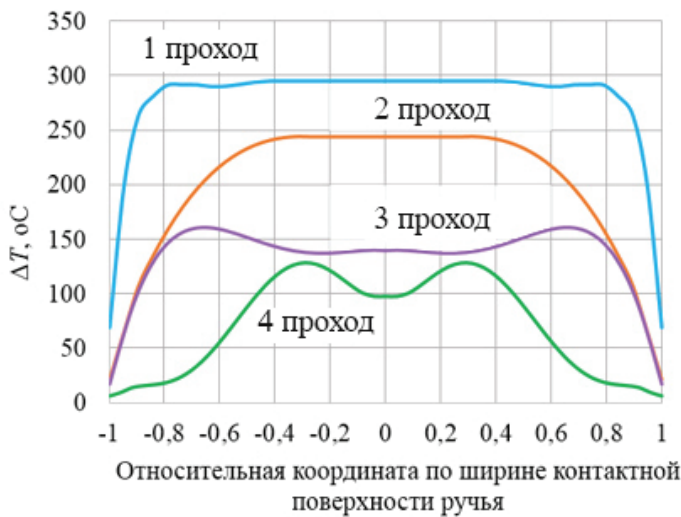


Рис. 48. Размах температур в проходах черновой группы клетей в относительной координате по ширине контактной поверхности

Следовательно, здесь, при прочих равных условиях, следует ожидать повышенного уровня термических напряжений и ускоренного (по отношению к другим областям ручьев того же калибра) износа.

4. Возможные пути рационализации прокатки медной катанки

4.1. Методы расчета калибровок валков и рационализации режимов сортовой прокатки

Процесс проектирования калибровок валков и соответствующих им технологических режимов прокатки различных мелкосортовых профилей и катанки, основным составляющим которого является определение формоизменения металла и энергосиловых параметров процесса с учетом набора ограничений, осуществляют с использованием эмпирических и теоретических методов. Их подробное изложение приводится в следующих работах [78–84].

Эмпирические методы, представленные в виде набора графиков, номограмм, таблиц и т. п., основаны на объединении опытных данных и различных эвристических подходов (например, приведение фасонных полос к соответственным). Существенным недостатком методов этой группы можно считать низкую универсальность применения по причине появления больших погрешностей при отличии действительных условий от условий получения опытных данных. Кроме того, их формализованная часть обычно построена на использовании преимущественно геометрических соотношений, не учитывающих особенностей напряженно-деформированного состояния, кинематики и пластического течения металла при прокатке в калибрах.

Большинство теоретических методов основано на приближенном решении краевой задачи теории пластичности, представленной в виде системы уравнений, с использованием метода совместного решения уравнений равновесия и уравнения пластичности, метода характеристик и вариационных методов. Особенности первых двух методов об-

условливают необходимость приведения объемного течения металла, характерного для сортовой прокатки, к плоскому, что является причиной значительной погрешности определения энергосиловых параметров, достигающей в отдельных случаях 60 %. Немалый вклад в погрешность при этом вносит использование метода соответственной полосы для расчета формоизменения раската.

Более точными методами комплексного решения задач определения формоизменения и энергосиловых параметров прокатки являются вариационные, в частности принцип минимума полной мощности. Метод предполагает построение геометрической модели очага деформации, описанной с точностью до неизвестных параметров, и кинематически возможного поля скоростей течения металла, формирование системы уравнений и ее численное решение при широком диапазоне варьирования неизвестных. По результатам решения определяют значения неизвестных (коэффициента вытяжки и опережения) и зависящих от них производных параметров (коэффициента вытяжки, нормального давления, силы и момента прокатки и т. д.) и затем, используя корреляционно-регрессионный анализ, получают аппроксимирующие формулы для их расчета.

Одно из наиболее полных решений описанной задачи получено сотрудниками кафедры обработки металлов давлением Уральского федерального университета (УПИ, УГТУ-УПИ) [78, 79, 25, 85]. Предложенная ими системная модель расчета калибровок валков и технологических режимов прокатки позволяет определять формоизменение металла и энергосиловые параметры в функции следующих безразмерных параметров, описывающих очаг деформации при прокатке по любой системе калибров, например, по системе «овал — овал» (рис. 49):

- ▶ приведенного диаметра валков $A = D^*/H_1$;
- ▶ коэффициента обжатия $1/\eta = H_0/H_1$;
- ▶ отношения сторон задаваемого раската $a_0 = H_0/B_0$ и калибра $a_k = B_k/H_1$;
- ▶ степени заполнения предыдущего по ходу прокатки калибра $\delta_0 = H_0/H_0'$;
- ▶ выпуска калибра $\text{tg}\varphi$ (для ящичных калибров);
- ▶ условий трения на контактной поверхности, выраженных законом Прандтля — Зибеля $\tau = \psi\tau_s$.

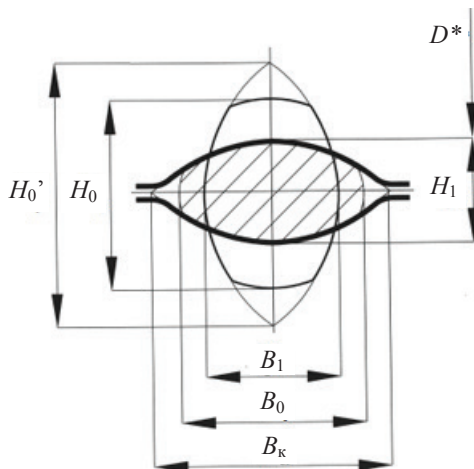


Рис. 49. Схема прокатки по системе калибров «овал — овал»

С использованием указанных параметров рассчитывают характеристики формоизменения металла по следующим формулам:

- ▶ коэффициент вытяжки

$$\lambda = 1 + f_1\left(\frac{1}{\eta}\right)f_2(A)f_3(a_0)f_4(a_k)f_5(\delta_0)f_6(\psi)f_7(\operatorname{tg}\varphi);$$

- ▶ площадь поперечного сечения раската

$$\omega_1 = \omega_0 / \lambda;$$

- ▶ степень заполнения калибра

$$\delta_1 = f(H_1^2, a_k, \operatorname{tg}\varphi);$$

- ▶ ширину полосы

$$B_1 = B_k \delta_1,$$

где $f_1, f_2, f_3, \dots, f_7$ — функции независимых параметров, принимающие значения в зависимости от схемы прокатки.

Энергосиловые параметры прокатки определяют по формулам:

- ▶ среднее контактное давление

$$p = 1,15 n_{\sigma} \sigma_s;$$

- ▶ сила прокатки

$$P = pF;$$

- крутящий момент деформации

$$M_{\text{вал}} = 0,287 \sigma_s H_1^3 A^2 n_{\text{вал}};$$

- мощность прокатки

$$N_{\text{пр}} = 2 M_{\text{вал}} H_1 \cdot U / a,$$

где n_{σ} — коэффициент напряженного состояния, учитывающий влияние контактного трения и жестких концов; F — контактная площадь; $n_{\text{вал}}$ — коэффициент мощности прокатки; U — скорость прокатки. Коэффициенты n_{σ} , $n_{\text{вал}}$ и контактную площадь определяют в зависимости от схемы прокатки по формулам, имеющим общую структуру следующего функционального вида [25]:

$$n_{\sigma} = f_1(l_d / H_{\text{ср}}, a_k, A, a_0, \psi); \quad n_{\text{вал}} = f_2(\lambda, A, \psi); \quad F = f_3(1 / \eta, A, a_0, a_k, \delta_0).$$

Соппротивление пластической деформации σ_s для различных случаев прокатки рассчитывают в функции степени, скорости и температуры деформации с использованием метода термомеханических коэффициентов и уравнений регрессии [86–88].

Как следует из представленного выше, математические модели процесса сортовой прокатки характеризуются значительной сложностью и комплексностью, что обуславливает применение современных вычислительных средств (ЭВМ и экспертных систем) при их практическом использовании для расчета калибровок валков и технологических параметров процесса прокатки. В этом направлении известны работы многих зарубежных и отечественных исследователей [89–95].

Одна из экспертных систем автоматизированного анализа, разработки и оптимизации процессов сортовой прокатки, прошедшая достаточно широкую апробацию в условиях различных предприятий, производящих стальной прокат, разработана в Уральском федеральном университете (УПИ, УГТУ-УПИ) на основе описанной выше математической модели. Вместе с тем ее применение для рационализации режимов прокатки и калибровки валков при производстве медной катанки на АО «Уралэлектромедь» возможно только после адаптации математической модели расчета формоизменения и алгоритмов системы к существующим условиям производства.

4.2. Адаптация математической модели расчета формоизменения для случая прокатки кислородсодержащей меди

Расчет формоизменения является одной из главных научных и технологических задач прокатного производства. Как было отмечено ранее, в подгл. 4.1, для ее решения возможно использование комплексной математической модели, разработанной сотрудниками кафедры «Обработка металлов давлением» Уральского федерального университета (УПИ, УГТУ-УПИ) [25]. В ее возможности входит определение размеров раската для любой системы калибров простой формы в функции безразмерных параметров, характеризующих очаг деформации.

В работе [25] приведены формулы для определения значений коэффициентов вытяжки λ в системах калибров при известных значениях их размеров, площади исходного поперечного сечения полосы ω_0 и коэффициента обжатия $1/\eta$. После определения λ , один за другим рассчитывают площадь поперечного сечения полосы в выходном сечении ω_1 , степень заполнения калибра δ_1 , ширину полосы в выходном сечении B_1 и коэффициент уширения β . Сходимость размеров, вычисленных с использованием указанной модели, и опытных данных при прокатке сталей достаточно высокая [25]. Однако в исходных формулах не учитывается совокупность свойств кислородсодержащей меди, определяющих особенности ее пластического течения, что ограничивает применение модели для расчета формоизменения при прокатке катанки в условиях АО «Уралэлектромедь» и других аналогичных производств.

В целях адаптации математической модели к расчету формоизменения в указанных условиях провели экспериментальное исследование, заключавшееся в отборе темплетов от полосы во всех проходах прокатного стана во время остановки литейно-прокатного агрегата [96, 97]. Форма и размеры темплетов показаны на рис. 50, площади их поперечного сечения, определенные с помощью планиметрирования, и опытные значения коэффициентов деформации приведены в табл. 8 и на рис. 51 соответственно.

Независимые безразмерные параметры, а именно: приведенный диаметр валков A , отношение сторон калибра a_K , выпуск калибра $\text{tg}\varphi$, отношение сторон полосы до прокатки a_0 , коэффициент обжатия $1/\eta$, степень заполнения предыдущего по ходу прокатки калибра δ_0 — определяли по формулам, приведенным в работе [25].

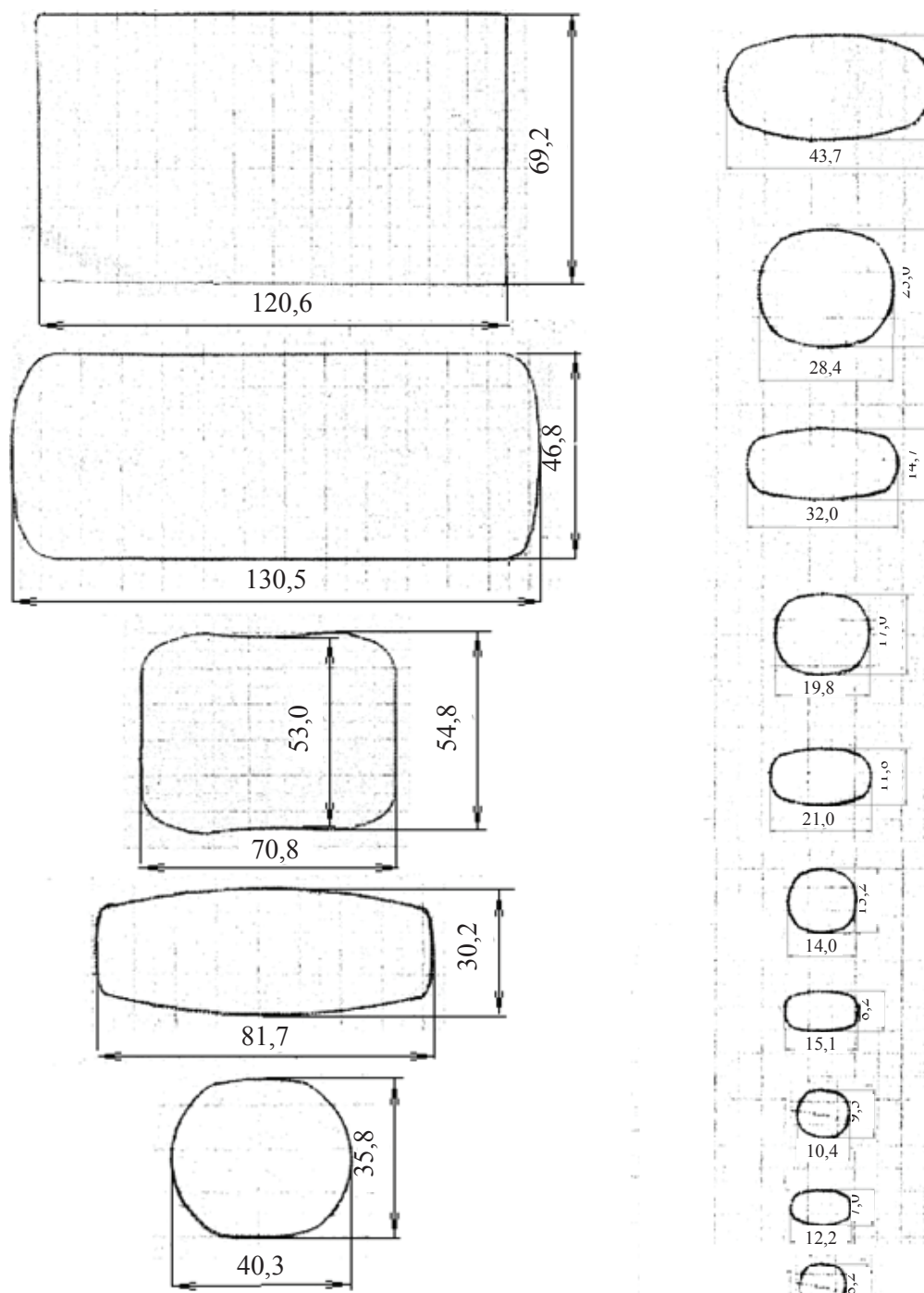


Рис. 50. Форма и размеры шаблонов полосы при прокатке медной катанки

Таблица 8

Опытные и расчетные параметры формоизменения при прокатке медной катанки

Номер клетки	Форма калибра	Размеры темплата			Коэффициенты деформации			Расчетный коэффициент вытяжки	Расчетная ширина полос, мм	$\frac{B_{\text{оп}} - B_1}{B_{\text{оп}}}$
		высота, мм	ширина, мм	площадь сечения, мм ²	обжатия	уширения	вытяжки			
	Заготовка	69,2	120,6	8320						
1	Ящичный	46,8	130,5	5881	1,479	1,082	1,415	1,424	126,6	0,030
2	Ящичный	70,8	53,0/54,8	3717	1,843	1,152	1,582	1,570	51,0	0,054
3	Овал	30,2	81,7	2172	1,785	1,154	1,711	1,711	72,1	0,118
4	Круг	40,3	35,8	1219	2,027	1,185	1,782	1,776	36,3	-0,014
5	Овал	22,2	43,7	812	1,613	1,084	1,501	1,468	38,9	0,110
6	Круг	28,4	25,0	587	1,539	1,126	1,383	1,413	23,5	0,060
7	Овал	14,7	32,0	418	1,701	1,127	1,404	1,431	28,7	0,103
8	Круг	19,8	17,0	285	1,616	1,156	1,467	1,414	16,8	0,012
9	Овал	11,8	21,0	216	1,441	1,061	1,319	1,287	20,1	0,043
10	Круг	14,0	13,2	157	1,500	1,119	1,376	1,395	14,0	-0,061
11	Овал	8,2	15,1	112	1,610	1,079	1,402	1,377	14,8	0,020
12	Круг	10,4	9,5	83	1,452	1,159	1,349	1,319	10,1	-0,063
13	Овал	7,0	12,2	68	1,357	1,173	1,221	1,213	11,2	0,082
14	Круг	8,1	8,1	52	1,488	1,171	1,283	1,319	8,0	0,012

На рис. 51 видно, что расчетные коэффициенты вытяжки (кривая 2), как и прогнозировалось, значительно отличаются от опытных значений (кривая 1). Среднее значение относительного отклонения расчетных значений от опытных $\delta_\lambda = (\lambda_{\text{оп}} - \lambda_p) / (\lambda_{\text{оп}} - 1)$ составляет $m(\delta_\lambda) = 0,337$ при среднеквадратическом отклонении $\sigma(\delta_\lambda) = 0,111$.

Согласно идеологии работы [85] получили поправочные коэффициенты C_λ , учитывающие особенности пластического течения кислородсодержащей меди в различных системах калибров (см. данные, приведенные ниже).

Поправочные коэффициенты C_λ для расчета λ следующих систем калибров:

ящичные калибры.....1,153;
 прямоугольник — овал.....1,339;
 круг — овал.....1,798;
 овал — круг.....1,508.

С учетом C_λ коэффициенты вытяжки определяли по формуле

$$\lambda = 1 + C_\lambda (\lambda_p - 1), \quad (14)$$

где λ_p рассчитывали по формулам, приведенным в работе [25].

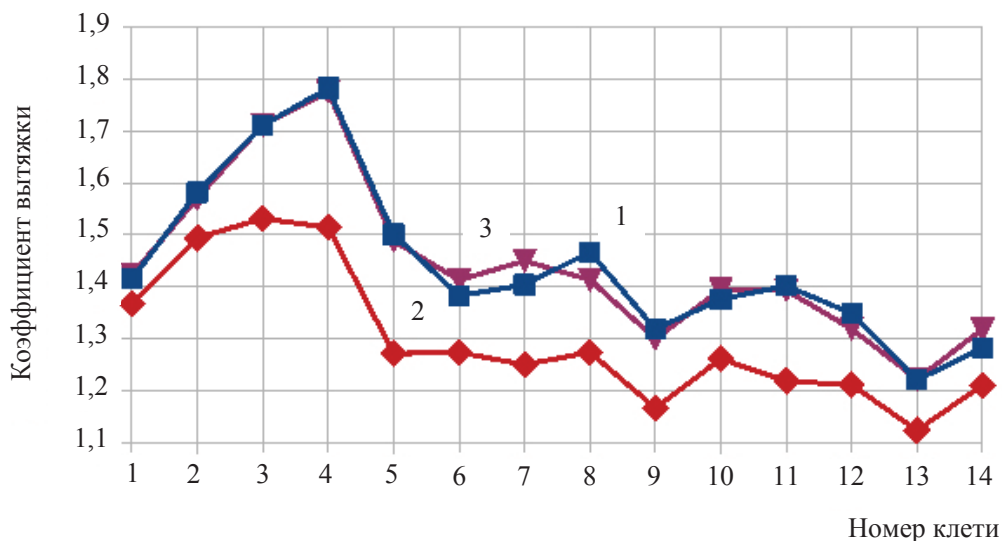


Рис. 51. Значения коэффициентов вытяжки:

1 — опытные; 2 — расчетные без поправочного коэффициента;
3 — расчетные с поправочным коэффициентом

В табл. 10 приведены значения коэффициентов вытяжки, рассчитанные по формуле (14) (см. также кривую 3 на рис. 51).

Применение поправочных коэффициентов связано с необходимостью учета факторов, приводящих к различиям процессов прокатки сталей и кислородсодержащей меди. Так, было установлено, что непрерывно-литая медная заготовка обладает значительной анизотропией свойств, что определено опытами по формоизменению вырезанных образцов [98, 61]. Кроме того, выявлено, что анизотропия распространяется также на сопротивление деформации [16], которое само по себе является сложной функцией термомеханических параметров [87, 59, 99]. Дополнительно к этому кислородсодержащая медь в горячем состоянии обладает свойством немонотонного поведения кривой упрочнения в функции степени деформации, что приходится учитывать в расчетах [16]. Вместе с тем по ходу прокатки разрушается текстура, унаследованная от литья, но одновременно появляется

текстура деформации. К сожалению, после прохождения динамической и статической рекристаллизации, в конце прокатки текстуру выявить в холодном состоянии уже не удастся [47], но это не значит, что отсутствует ее влияние на процесс формоизменения в калибрах. Помимо этих процессов, при прокатке происходит непрерывное выделение кислорода (в исходном состоянии около 200 ppm по массе), который находится в металле за пределами растворимости, с образованием частиц оксидов меди, что превращает деформируемый металл в композит. Также на непрерывных станах довольно трудно оценить уровень межклетевого натяжения, которое, несомненно, сказывается на уширении.

Таким образом, количество факторов, влияющих на формоизменение, достаточно велико, поэтому поправочные коэффициенты оказываются различны. Меньшая поправка относится к ящичным калибрам, форма которых геометрически подобна форме подкатов. Наибольшие значения поправки относятся к круглым и овальным калибрам, где велико перераспределение материала по ширине, вследствие чего деформированное состояние отличается значительной неоднородностью.

Точность расчета формоизменения с использованием адаптированной модели достаточно высока и характеризуется средним значением относительного отклонения расчетных значений коэффициентов вытяжки от опытных $m(\delta_{\lambda(p-оп)}) = -0,005$ при среднеквадратическом отклонении $\sigma(\delta_{\lambda(p-оп)}) = 0,067$.

В соответствии с вышеописанной методикой рассчитали ширину полосы B_1 по проходам и также сравнили ее с полученными опытными значениями (см. табл. 10). Видно, что относительное отклонение расчетных значений ширины раската B_1 от опытных $B_{оп}$ не превышает 0,118 при среднем значении $m(\delta_{B(p-оп)}) = 0,037$ и среднеквадратическом отклонении $\sigma(\delta_{B(p-оп)}) = 0,055$.

Таким образом, на основе результатов промышленного исследования предложена математическая модель расчета формоизменения, адаптированная для случая горячей прокатки кислородсодержащей меди в калибрах простой формы, с помощью которой с достаточной точностью можно прогнозировать размеры полосы по проходам. Указанные возможности позволяют использовать ее при проектировании новых калибровок валков и режимов прокатки.

Результаты моделирования также могут использоваться в качестве исходных данных в системе автоматизированного управления прокат-

ным станом, работа которой связана с информацией о диаметрах установленных рабочих валков, межвалковых зазорах и размерах полосы по проходам (режим обжатий), скоростях полосы и валков (скоростном режим прокатки). В настоящее время в систему управления вводят информацию о существующем режиме прокатки, разработанным фирмой-изготовителем литейно-прокатного агрегата. Однако в производственных условиях задача усложняется тем, что при переточках валков изменяются геометрические параметры очага деформации и, как следствие, размеры полосы по проходам стана отличаются от установленных. Это приводит к необходимости оперативного пересчета формоизменения полосы. В ином случае происходит отклонение от константы калибровки непрерывного стана: в межклетевых промежутках возникают натяжение или подпор раската [100].

4.3. Пример разработки новой калибровки валков

В соответствии с выявленными недостатками деформированного состояния, характерными для существующей калибровки валков черновой группы клетей (см. п. 3.3.1), с использованием адаптированной математической модели (см. подгл. 4.2) для нее была спроектирована калибровка, представленная на рис. 52.

Суммарный коэффициент вытяжки в проходах черновой группы клетей для усовершенствованной калибровки соответствует существующей.

Дно ручья прямоугольного ящичного калибра в проходе № 1 выполнено с выпуклостью $\Delta = 2$ мм по отношению к существующему (прямолинейному в плане). Значение ширины дна B_d оставлено без изменений и равным ширине заготовки $B_d = B_0 = 120$ мм. Расчетный радиус дна при указанной величине выпуклости составляет $R = 901$ мм. Для обеспечения плавного перехода между контактной и свободной поверхностью полосы, радиус скругления по дну увеличен до $r = 10$ мм (соответственно $r_1 = 10$ мм), а выпуск калибра $\text{tg}\varphi = 48,8\%$ оставлен без изменений. Зазор между буртами увеличен до $s = 10$ мм. Расчетная ширина вреза ручья при этом составляет $B_{\text{вр}} = 137,56$ мм, что близко к существующему значению равному 140 мм.

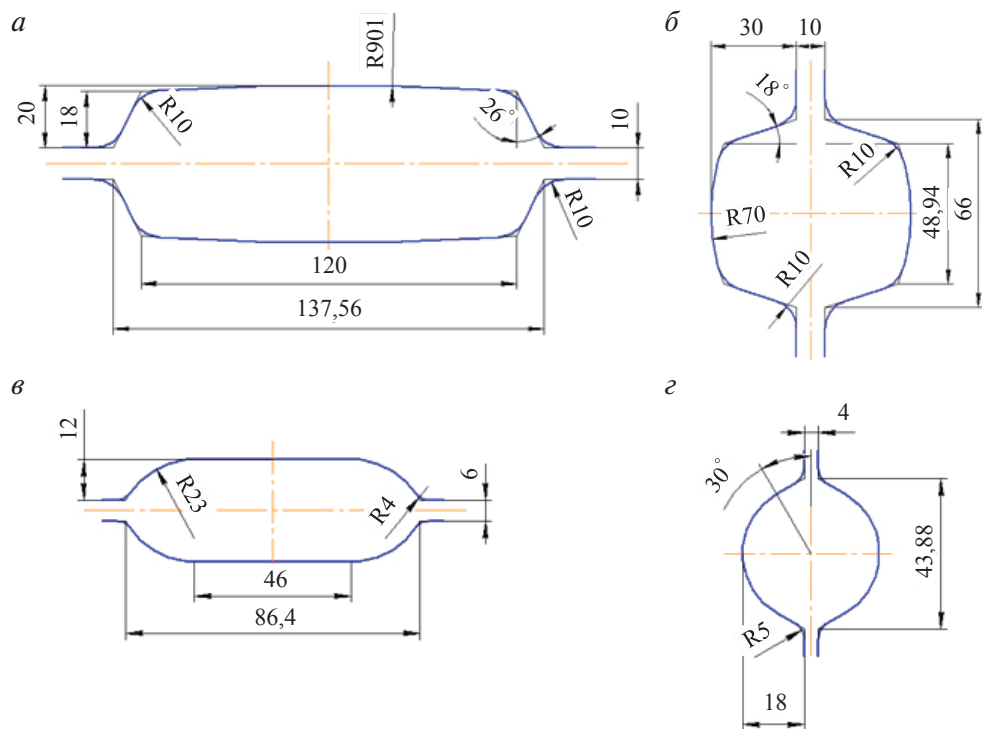


Рис. 52. Усовершенствованная калибровка валков черновой группы клетей:

а — проход № 1 («ящичный прямоугольник»); *б* — проход № 2 («ящичный квадрат»);
в — проход № 3 («плоский овал»); *г* — проход № 4 («круг»)

Дно квадратного ящичного калибра в проходе № 2 образовано дугой окружности радиуса $R = 70$ мм. В соответствии с данными работы [78] это позволит обеспечить стеснение уширения полосы на уровне участков скруглений и выпусков, переведя его в область разъема калибра. Таким образом окажется устранена двойная бочка, наблюдаемая при использовании существующего ящичного калибра. При глубине врез $H_{\text{вр}} = 30$ мм, выпуске $\text{tg}\varphi = 32,5\%$, зазоре $s = 10$ мм и ширине вреза $B_{\text{вр}} = 66$ мм, расчетная ширина дна составляет $B_{\text{д}} = 48,94$ мм. Радиус скругления по дну оставлен без изменений равным $r = 10$ мм для плавного сопряжения со скругленными кромками полосы после прокатки в проходе № 1.

Существующий однорадиусный овальный калибр в проходе № 3 заменен плоским овальным калибром. Ширина вреза, в связи с малой степенью заполнения существующего калибра, уменьшена до $B_{\text{вр}} = 86,4$ мм. Радиус скругления по дну $r = 23$ мм выполнен близ-

ким к радиусу следующего круглого калибра в проходе № 4 для повышения однородности деформации и устранения образования ребер на границе контактной поверхности [78, 79]. Глубина вреза, зазор и радиус скругления по буртам составят $H_{вр} = 12$ мм, $s = 6$ мм, $r_1 = 4$ мм соответственно.

Круглый калибр в проходе № 4 оставлен без изменений.

Размеры полосы по проходам и скоростной режим прокатки при использовании новой калибровки приведены в табл. 9.

Таблица 9

Режим прокатки для предлагаемой калибровки валков

Номер прохода	Форма калибра	Размеры калибра			Размеры полосы			Коэффициенты деформации			Скорость вращения валков, об/мин
		ширина вреза, мм	глубина вреза, мм	зазор, мм	высота, мм	ширина, м	площадь поперечного сечения, мм ²	обжатия	уширения	вытяжки	
Заготовка					70	120,0	8400	обжатия	уширения	вытяжки	Скорость вращения валков, об/мин
1	Ящ. прямо-угольник	137,56	18,0/20,0	10	50	126,8	6104	1,400	1,056	1,376	10,05
2	Ящ. квадрат	65,67	30,0/25,58	10	70	57,6	3680	1,811	1,152	1,659	17,00
3	Плоский овал	86,4	12,0	6	30	84,4	2288	1,920	1,206	1,608	25,75
4	Круг	43,88	18,0	4	40	39,2	1250	2,110	1,306	1,830	45,60

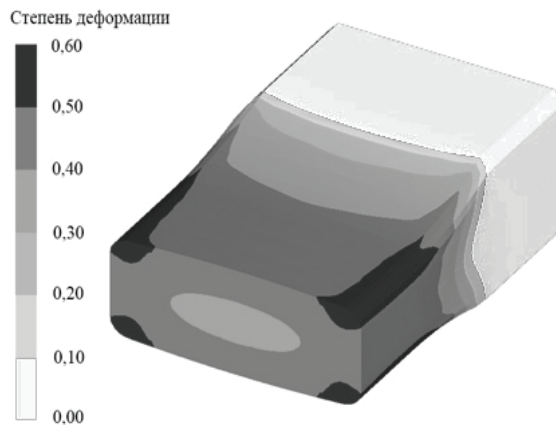


Рис. 53. Распределение степени деформации на общем виде прокатываемой полосы в проходе № 1 («ящичный прямоугольник») для усовершенствованной калибровки

Использование усовершенствованной калибровки и режима прокатки в черновой группе приведет к изменению деформированного состояния полосы и распределения факторов износа по контактной поверхности. Последние подробно представлены в работе [101]. Оценку указанных изменений осуществляли посредством конечно-элементного моделирования процесса и выполнения расчетов в соответствии с условиями и методикой, приведенными в гл. 3.

Форма полосы представляет собой одинарную бочку с параллельными боковыми стенками и выпуклой контактной поверхностью (см. рис. 53). Кроме того, можно отметить наличие плавного перехода между контактной и свободной поверхностью в области участков скруглений.

Максимальные степени деформации 0,5–0,6 локализованы в области выпусков калибра, что связано со стеснением ими поперечной деформации. Остальная часть приконтактных слоев, а также свободной боковой поверхности имеет степень деформации на уровне 0,4–0,5. Степень деформации центральной области полосы при этом наименьшая и составляет 0,3–0,4.

Из рис. 54 следует, что в проходе № 2 прокатываемая полоса также имеет форму одинарной бочки с выпуклой контактной и плоской боковой поверхностью. Таким образом, двойная бочка и связанные с ней негативные особенности деформированного состояния, имеющие место при прокатке по существующей калибровке, ликвидированы.

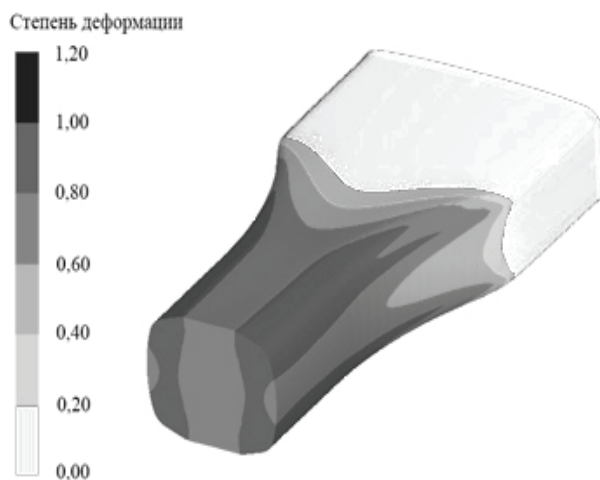


Рис. 54. Распределение степени деформации на общем виде прокатываемой полосы в проходе № 2 («ящичный квадрат») для усовершенствованной калибровки

Максимальные степени деформации со значениями 0,8–1,0 целиком охватывают участки скруглений и выпусков со встречным распространением и слиянием в пределах контура ручья, а также значительную часть контактной поверхности на участке вогнутого дна. Центральная область полосы, свободная боковая и незначительная часть контактной поверхности деформируются менее интенсивно, получая степень деформации на уровне 0,6–0,8. Сохранение повышенного уровня деформаций и неоднородность их распределения связаны с необходимостью применения большого абсолютного обжатия из условия сохранения суммарного коэффициента вытяжки.

На рис. 55 приведено распределение степени деформации на общем виде прокатываемой полосы в проходе № 3 для усовершенствованной калибровки. Можно отметить, что форма полосы в проходе № 3 характеризуется прямолинейной контактной поверхностью и существенно выпуклой свободной боковой. Плавный переход между ними, в отличие от выраженного ребра, образующего при использовании существующей калибровки, обеспечивается применением скругления большого радиуса и выпуклостью поверхности полосы после прокатки в предыдущем ящичном квадратном калибре. Таким образом, негативные особенности формоизменения, характерные для существующей калибровки, устранены.

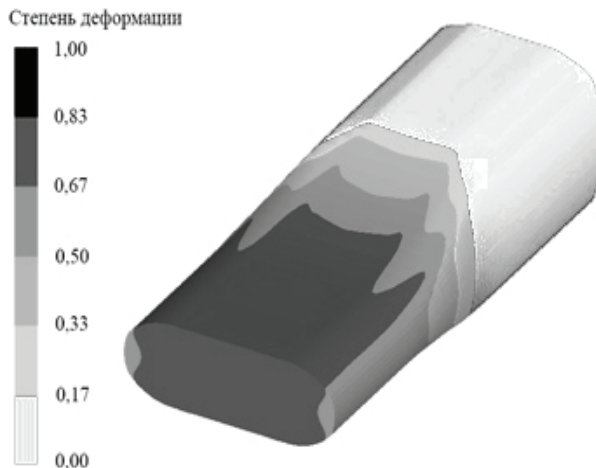


Рис. 55. Распределение степени деформации на общем виде деформированной полосы в проходе № 3 («овал») для усовершенствованной калибровки

Вместе с тем из представленного рисунка также следует, что деформированное состояние полосы в проходе № 3 является в целом однородным. Так, большая ее часть, включая приконтактные и центральную области, имеет степень деформации на уровне 0,67–0,83.

На рис. 56 приведено распределение степени деформации на общем виде деформированной полосы в проходе № 4 для усовершенствованной калибровки. Можно отметить, что форма полосы в проходе № 4, в конфигурацию калибра которого не вносили изменений, представляет собой практически правильный круг с прямолинейными участками перехода к свободной поверхности в области выпусков. Кроме того, поскольку радиус выпуклой поверхности полосы после прокатки в предыдущем проходе близок к радиусу калибра, то ее деформация протекает равномерно при отсутствии выраженных локализаций, а степень деформации полосы во всех областях составляет 0,86–1,08. Таким образом, недостатки деформированного состояния в проходе № 4 черновой группы, свойственные существующей калибровке, устранены.

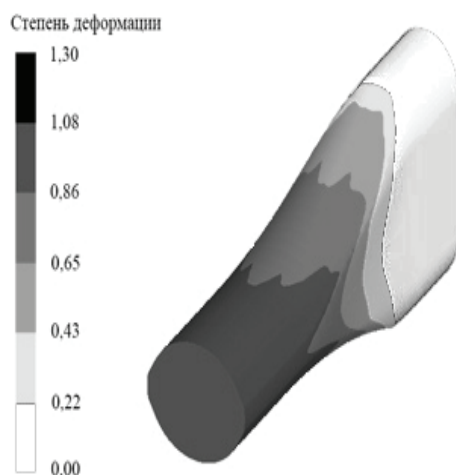


Рис. 56. Распределение степени деформации на общем виде деформированной полосы в проходе № 4 («круг») для усовершенствованной калибровки

На рис. 57 приведен график распределения степени деформации на контактной поверхности в проходах черновой группы для предлагаемой калибровки валков (коэффициенты неоднородности деформированного состояния обозначены K_{ni}^*), также подтверждающий достижение большей однородности деформированного состояния

по сравнению с существующей калибровкой, в особенности в проходах № 3 ($K_{н3}^* = 1,16 < K_{н3} = 1,30$) и № 4 ($K_{н4}^* = 1,20 < K_{н4} = 1,54$).

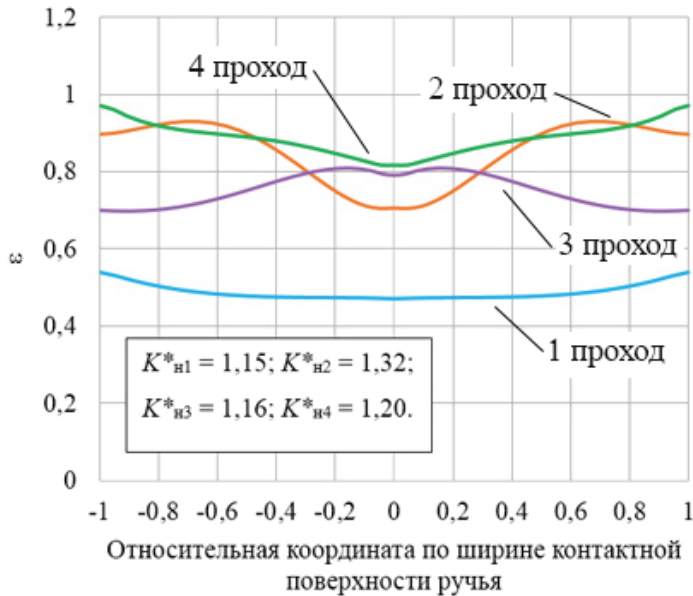


Рис. 57. Распределение степени деформации по ширине контактной поверхности в относительной координате на выходе очага деформации в проходах черновой группы для новой калибровки валков

В табл. 10 приведены максимальные и средние значения основных факторов износа при использовании существующей и предлагаемой калибровки, а также их абсолютная и относительная (по отношению к существующей калибровке) разность Δ . Знак «плюс» соответственно означает уменьшение значения фактора износа (ячейки выделены зеленым цветом), знак «минус» — увеличение (ячейки выделены красным цветом). Разница с относительным значением, не превышающим 5 %, считается обусловленной погрешностью расчета и несущественной в условиях производства (ячейки выделены синим цветом для абсолютной и относительной разности).

В результате подбора скоростей вращения валков достигнуто снижение максимального и среднего скольжения и связанных с ним факторов в проходах № 1, 3 и 4 черновой группы, о чем, в частности, свидетельствует график полного пути скольжения (рис. 58). При этом в проходе № 2 максимальный путь скольжения на участках скругле-

ний оказывается несколько больше по сравнению с существующей калибровкой, а также более выражено проявляется неравномерность его распределения по контактной поверхности. Это объясняется описанными выше особенностями деформации, а именно — повышенным уровнем обжатия кромок. Однако средний путь скольжения в проходе № 2 для предлагаемой калибровки остается на том же уровне, т. е. находится в пределах 5 % за счет его уменьшения на дне и выпусках, контакт полосы с которыми осуществляется позже, чем со скруглениями.

Таблица 10

Максимальные и средние значения основных факторов изнашивания при использовании существующей и усовершенствованной калибровки

Номер прохода	Калибровка	Скольжение, мм/с		Путь скольжения, мм		Нормальное давление, МПа	
		Макс.	Среднее	Макс.	Среднее	Макс.	Среднее
1	Существующая	45,26	42,33	3,96	3,53	−75,82	−62,52
	Предлагаемая	34,60	29,30	3,83	3,00	−64,28	−56,76
	Δ Абсолютная	10,66	13,04	0,12	0,52	11,54	5,76
	Относительная, %	23,56	30,79	3,10	14,87	15,22	9,21
2	Существующая	69,03	53,44	6,08	4,40	−88,39	−70,61
	Предлагаемая	79,99	54,49	6,61	4,50	−92,53	−68,55
	Δ Абсолютная	−10,96	−1,05	−0,53	−0,10	−4,14	2,06
	Относительная, %	−15,87	−1,96	−8,77	−2,20	−4,69	2,91
3	Существующая	204,07	175,94	10,82	8,40	−109,48	−95,38
	Предлагаемая	152,12	122,90	8,43	5,88	−104,07	−91,42
	Δ Абсолютная	51,95	53,05	2,39	2,52	5,41	3,96
	Относительная, %	25,46	30,15	22,06	29,96	4,94	4,15
4	Существующая	340,26	210,46	11,92	5,81	−138,86	−118,09
	Предлагаемая	301,62	191,48	8,66	5,02	−121,41	−100,04
	Δ Абсолютная	38,64	18,98	3,26	0,80	17,44	18,06
	Относительная, %	11,36	9,02	27,33	13,70	12,56	15,29

По данным табл. 10 также видно уменьшение максимального и среднего нормального давления в проходах № 1 и 4 при применении усовершенствованной калибровки, что является благоприятным с позиции уменьшения износа валков. Для прохода № 1 это объясняется уменьшением абсолютного обжатия в центральной области полосы

за счет выполнения дна ящичного калибра с выпуклостью. При этом в местах скруглений и боковых стенках его значение соответствует существующему. В проходе № 4 уменьшение нормального давления связано с ликвидацией ребер овального подката.

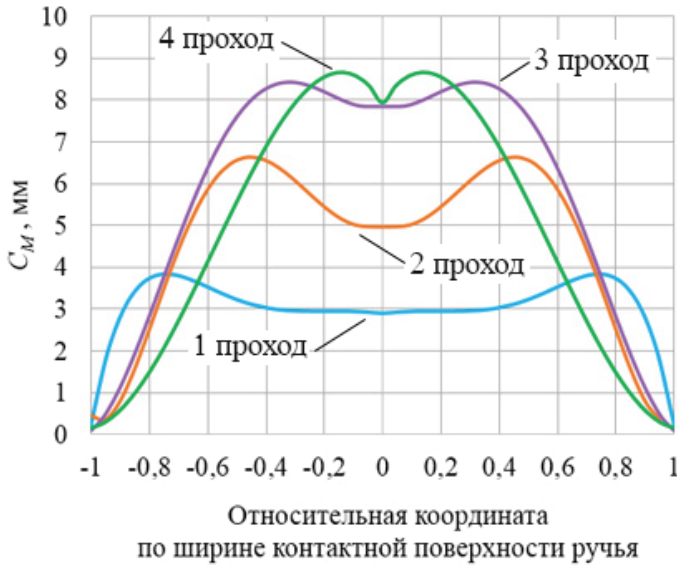


Рис. 58. Распределение полного пути скольжения по ширине контактной поверхности в относительной координате на выходе очага деформации в проходах черновой группы для предлагаемой калибровки

По причине равенства суммарного коэффициента вытяжки для существующей и предлагаемой калибровки, а также близости геометрических (длина очага деформации), кинематических (скорость полосы) и тепловых (температура полосы) параметров, характеризующих прокатку в черновой группе, такие факторы, как время контакта и размах температур, сохраняются на том же уровне.

Таким образом, разработана новая калибровка валков и режим прокатки в черновой группе клетей, которые обеспечивают устранение недостатков деформированного состояния, характерных для существующей калибровки, а также уменьшение на 10–30 % факторов износа валков, в частности, максимального и среднего скольжения и нормального давления в отдельных проходах.

4.4. Рационализация схемы прокатки в промежуточной группе клетей

Для оценки рациональности калибровки валков применяют различные критерии, а именно: производительность, удельный расход энергии на деформацию, расход валков и т. д. В качестве такого критерия использовали удельный расход электроэнергии на деформацию, который определяли по формуле

$$W = \frac{\sum_{i=5}^{12} N_{\text{пр}i}}{\Pi} \text{ при условии } W \rightarrow \min,$$

где $N_{\text{пр}i}$ — потребная мощность деформации на рабочих валках в i -м проходе промежуточной группы ($i = 5, 6, 7, \dots, 12$); Π — часовая производительность литейно-прокатного агрегата.

Мощность деформации определяли по формуле

$$N_{\text{пр}i} = 2M_{\text{вал}i} \frac{U_i}{D_{\text{к}i}},$$

где $M_{\text{вал}i}$ — крутящий момент деформации; U_i — линейная скорость валков; $D_{\text{к}i}$ — катающий диаметр валков в i -м проходе.

Теоретически возможную производительность литейно-прокатного агрегата определяли по формуле

$$\Pi = 3600mU_{\text{лм}}, \quad (15)$$

где m — масса погонного метра непрерывно-литой заготовки, которая при площади поперечного сечения заготовки 8320 мм^2 и плотности меди марки М001 8920 кг/м^3 [1, 67] будет равна $0,074 \text{ т}$; $U_{\text{лм}}$ — скорость литейной машины, $U_{\text{лм}} = 0,180 \text{ м/с}$. При указанных значениях теоретическая производительность литейно-прокатного агрегата составляет $46,6 \approx 47 \text{ т/ч}$.

Требование получения минимально возможного расхода электроэнергии на деформацию может быть обеспечено частично за счет применения более экономичных по энергосиловым затратам систем калибров, допустимых по условиям прокатки искомого профиля [25, 102].

Для сравнения энергетических затрат в альтернативных системах калибров, по величине крутящих моментов, возникающих при про-

катке по схеме «равноосное сечение — неравноосное сечение — равноосное сечение» определяют для каждой системы калибров суммарный крутящий момент деформации $M_{\text{вал}\Sigma} = M_{\text{вал1}} + M_{\text{вал2}}$ последовательно в 1-м и во 2-м проходах, при этом величины $M_{\text{вал1}}$ и $M_{\text{вал2}}$ рассчитывают по предлагаемым формулам [25]. Сравнение $M_{\text{вал}\Sigma}$ производят при одинаковых условиях: значениях суммарного коэффициента вытяжки за два прохода λ_{Σ} ; абсолютных значениях площадей большего ω_0 и меньшего ω_1 равноосных сечений; начальных диаметрах валков D_0 и приведенного диаметра валков A_1 в меньшем равноосном калибре; температуре и скорости прокатки. Разница в затратах энергии, при прочих равных условиях, может достигать 60 %.

Оценка затрат энергии на прокатку медной катанки в условиях АО «Уралэлектромедь» [103] выполняли по вышеописанной методике. Сравнительный анализ затрат энергии проводили для существующей системы калибров «овал — круг» и предлагаемой системы «овал — ребровой овал», которая широко применяется в качестве вытяжной на мелкосортных и проволочных станах. К ее основным преимуществам относятся универсальность, плавное изменение формы, отсутствие возможности образования острых углов, равномерное охлаждение полосы по сечению и обеспечение хорошего качества поверхности [25, 104]. В работе [105] также отмечается значительное увеличение степени выработки поверхностных дефектов при обеспечении подобия формы подката и калибра вследствие более равномерного распределения деформаций по ширине полосы, что характерно для системы «овал — ребровой овал». Кроме того, из-за плохой устойчивости овальных раскатов в круглых калибрах необходимо устанавливать тесные вводные проводки, что иногда становится причиной застревания переднего конца раската. Система калибров «овал — ребровой овал» лишена этого недостатка.

Для выполнения оценки существующие круглые калибры заменяли равновеликими (по площади поперечного сечения) ребровыми овальными в проходах № 4, 6, 8 и 10, одновременно с этим рассчитывая формоизменение полосы с использованием адаптированной модели (см. подгл. 4.2), учитывающей особенности пластического течения кислородсодержащей меди. В конфигурацию овальных калибров в проходах № 5, 7, 9 и 11 изменений не вносили. Спроектированная калибровка валков проходов № 4—11 по системе калибров «овал — ребровой овал» приведена на рис. 59.

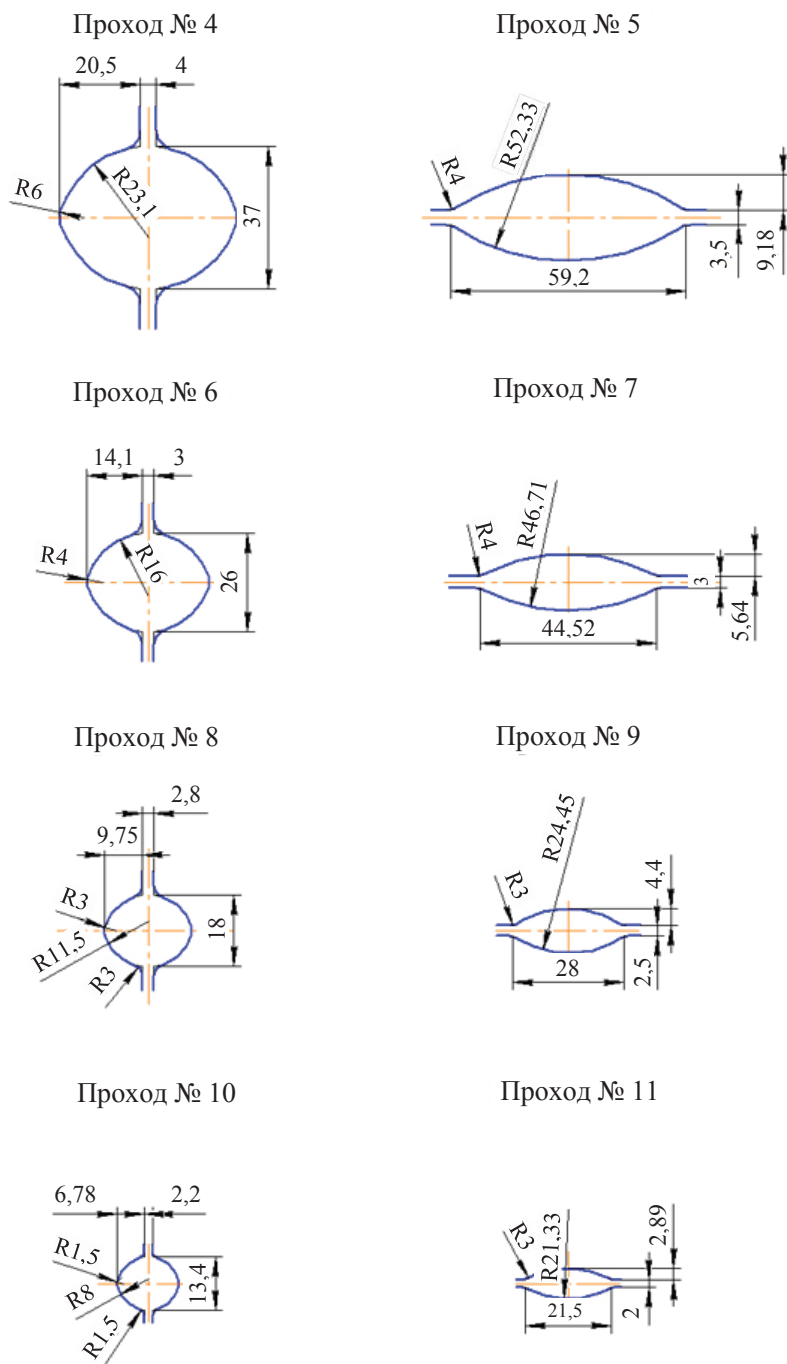


Рис. 59. Спроектированная калибровка валков проходов № 5–10 промежуточной группы клеток по схеме «овал — ребровой овал»

Определение величины крутящего момента прокатки по проходам выполняли с применением пакета конечно-элементного моделирования DEFORM в соответствии с условиями, описанными в подгл. 3.1.

В табл. 11, в качестве примера, представлены результаты сравнительной оценки затрат энергии при прокатке в проходах № 5 и 6 по существующей и предлагаемой системе калибров. Результаты расчета крутящих моментов прокатки в проходах № 5 и 6 показаны на графике рис. 60.

Прямыми линиями на рис. 60 показаны усредненные значения крутящего момента прокатки $M_{\text{вал}}$ вдоль очага деформации (во времени) на установившейся стадии процесса. Среднеквадратическое отклонение абсолютных значений $M_{\text{вал}}$ от среднего арифметического (показано прямой линией) не превышает 0,093 кН·м для всех проходов промежуточной группы, что говорит о стабильности вычислительного процесса.

Таблица 11

Режим обжатий и скорость прокатки в проходах № 5 и 6

Номер клетей	H_1 , мм	B_1 , мм	ω , мм ²	λ	D_k , мм	U_v , м/с
Прокатка по системе калибров «овал — круг» (опытные данные)						
Подкат	40,3	35,8	1219	—	—	1,15
5	22,2	43,7	817	1,492	321,0	1,72
6	28,4	25,0	587	1,392	316,5	2,39
Прокатка по системе калибров «овал — ребровой овал»						
Подкат	45,0	36,0	1219	—	—	1,15
5	19,3	57,4	817	1,492	325,8	1,72
6	31,2	25,0	587	1,392	321,2	2.39

Видно, что среднее значение суммарного крутящего момента деформации за два прохода (см. рис. 60, прямая 3) при использовании существующей калибровки $M_{\text{вал}\Sigma 5-6}$ достигает значения 13,9 кН·м. При этом величина $M_{\text{вал}\Sigma 5-6}$ распределяется неравномерно между неравноосным (овальным) и равноосным (меньшим круглым) калибрами (см. рис. 60, прямые 1 и 2 соответственно): отношение средних значений $M_{\text{вал}5}/M_{\text{вал}6} = 1,84$, т.е. крутящий момент при прокатке в неравноосном калибре больше, чем в равноосном. Этот факт хорошо согласуется с выводами работы [25] и объясняется возрастанием мощности сил трения на большей площади контактной поверхности в неравноосных калибрах.

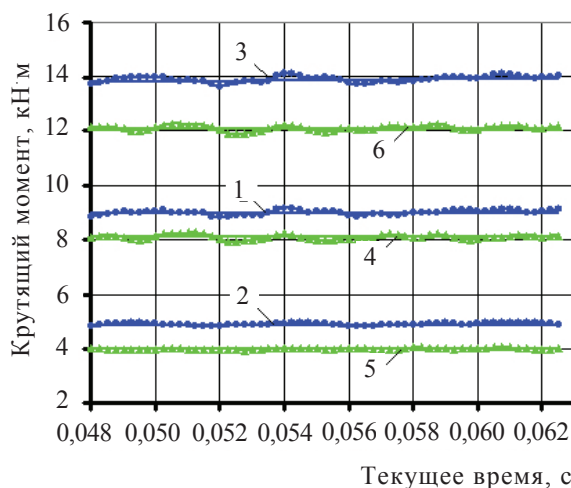


Рис. 60. Крутящие моменты прокатки по существующей и предлагаемой системам калибров в проходах № 5 и 6:

1 — проход № 5, схема «круг — овал»; 2 — проход № 6, схема «овал — круг»; 3 — суммарный крутящий момент прокатки в проходах № 5 и 6 по системе «овал — круг»; 4, 5 и 6 — то же, при прокатке по системе «овал — ребровой овал»

По средним арифметическим значениям $M_{\text{вал}5} = 9,0 \text{ кН}\cdot\text{м}$ и $M_{\text{вал}6} = 4,9 \text{ кН}\cdot\text{м}$ (см. рис. 60) рассчитали по формуле (15) удельный расход электроэнергии на деформацию в проходах № 5 и 6 при использовании существующей калибровки, который составляет

$$W_{\Sigma^{5-6}} = \left(2 \cdot 9,0 \cdot \frac{1,71}{0,321} + 2 \cdot 4,9 \cdot \frac{2,38}{0,3165} \right) / 47 = 3,57 \text{ кВт}\cdot\text{ч/т}.$$

На рис. 60 (прямые 4, 5 и 6) приведены результаты расчета энергосиловых параметров прокатки в проходах № 5 и 6 по предлагаемой калибровке, разработанной на основе системы «овал — ребровой овал». При этом значения суммарного коэффициента вытяжки и площадей поперечного сечения раската в проходах № 5 и 6 сохранены такими же, как и при прокатке по существующей системе калибров «овал — круг». Видно, что суммарный крутящий момент деформации в системе калибров «овал — ребровой овал» $M_{\text{вал}\Sigma^{5-6}} = 12,11 \text{ кН}\cdot\text{м}$ распределен между проходами менее равномерно: $M_{\text{вал}5}/M_{\text{вал}6} = 1,95$, что объясняется большей шириной овального раската, необходимого для прокатки в ребровом овальном калибре, а следовательно, увеличением сопротивления уширению и большей величиной сил контактного трения.

При средних значениях $M_{\text{вал}5} = 8,11 \text{ кН}\cdot\text{м}$ и $M_{\text{вал}6} = 4,00 \text{ кН}\cdot\text{м}$ (см. рис. 60, прямые 4 и 5 соответственно), удельный расход электроэнергии на деформацию при прокатке в проходах № 5 и 6 по системе калибров «овал — ребровой овал», рассчитанный по формуле (15), составит $3,09 \text{ кВт}\cdot\text{ч/т}$, что на $\frac{3,57 - 3,09}{3,57} \cdot 100\% = 13,4\%$ меньше, чем в случае применения в этих проходах существующей системы калибров «овал — круг».

Снижение суммарного крутящего момента деформации, а следовательно, и затрат энергии при прокатке по системе калибров «овал — ребровой овал» объясняется влиянием боковых внеконтактных зон, относительный объем которых, при прочих равных условиях, уменьшается по сравнению с системой калибров «овал — круг». Кроме того, система калибров «овал — ребровой овал» обладает большей вытяжной способностью, чем система «овал — круг» [25].

Таблица 12

Сравнительный анализ затрат энергии в промежуточной группе при использовании существующей и предлагаемой калибровки

Система калибров	Параметр	Номер прохода								Σ
		5	6	7	8	9	10	11	12	
Овал — круг	$M_{\text{вал } i}, \text{кН}\cdot\text{м}$	9,00	4,90	4,80	3,70	1,20	0,95	0,80	0,64	26,0
	$M_{\text{вал}\Sigma}, \text{кН}\cdot\text{м}$	13,90		8,50		2,15		1,44		
	$W, \text{кВт}\cdot\text{ч/т}$	3,57		4,43		3,70		4,68		16,4
Овал — ребровой овал*	$M_{\text{вал } i}, \text{кН}\cdot\text{м}$	8,11	4,00	4,49	3,21	1,22	0,78	0,79	0,69	23,3
	$M_{\text{вал}\Sigma}, \text{кН}\cdot\text{м}$	12,11		7,70		2,00		1,48		
	$W, \text{кВт}\cdot\text{ч/т}$	3,09		3,99		3,38		4,81		15,3
ΔW	$\text{кВт}\cdot\text{ч/т}$	−0,48		−0,44		−0,32		0,13		1,1
	%	−13,4		−9,9		−8,6		2,8		6,8

*В проходе № 12 оставлен существующий круглый калибр.

Как следует из данных табл. 12, при замене в проходах № 5–10 системы калибров «овал — круг» на систему калибров «овал — ребровой овал», суммарные удельные затраты энергии W снизятся с $16,38 \text{ кВт}\cdot\text{ч/т}$ до $15,27 \text{ кВт}\cdot\text{ч/т}$, т. е. на $6,8\%$. Для улучшения условий формирования готового профиля, в проходах № 11 и 12 прокатка выполняется по схеме «ребровой овал — овал — круг». При этом затраты энергии в проходе № 11 (схема прокатки «ребровой овал — овал») незначительно снижа-

ются, а в проходе № 12 (схема «овал — круг») возрастают на 2,8 %. В результате общее снижение удельных затрат энергии в проходах № 5–12 (промежуточная группа клетей) составит 1,12 кВт·ч/т.

В целях оценки точности определения величины крутящего момента прокатки, полученные расчетные данные сравнили с действительной величиной загрузки электродвигателя промежуточной группы. Расчетные значения крутящих моментов прокатки $M_{\text{вал } i}$ по существующему режиму, которые приведены к валу электродвигателя $M_{\text{дв } i} = M_{\text{вал } i} / i_{pi}$ (i_{pi} — передаточные отношения редуктора), показаны в табл. 13.

Таблица 13

Расчетные значения крутящих моментов прокатки по существующему режиму, которые приведены к валу электродвигателя

Величины	Номер прохода							
	5	6	7	8	9	10	11	12
i_p	7,816	5,416	3,897	2,700	1,126	0,810	0,596	0,427
$M_{\text{дв } i}, \text{ кН}\cdot\text{м}$	1,15	0,90	1,23	1,37	1,07	1,17	1,34	1,50

Таким образом, суммарный крутящий момент на валу электродвигателя составляет $M_{\text{дв}} = 9,74 \text{ кН}\cdot\text{м}$, а с учетом коэффициента полезного действия, принятого $\eta = 0,9$, его значение составит $9,74/0,9 = 10,82 \text{ кН}\cdot\text{м}$.

Электродвигатель привода промежуточной группы марки 1RN4-454-6FM-90-Z номинальной мощностью 1520 кВт и с номинальной частотой вращения 985 об/мин развивает номинальный крутящий момент 14,737 кН·м. Следовательно, расчетный коэффициент его загрузки составляет $10,82/14,737 = 0,734$ (73,4 %).

Из рис. 61 видно, что при прокатке по существующей калибровке валков, загрузка двигателя находится на уровне 67,5 %. Относительное отклонение (завышение) расчетных значений от опытных составляет $\frac{73,4 - 67,5}{67,5} \cdot 100 \% = 8,74 \%$, что позволяет сделать вывод о достаточ-

но высокой точности расчета энергосиловых параметров по результатам моделирования процесса прокатки в DEFORM.

Таким образом, можно заключить, что наиболее экономичной с точки зрения затрат энергии по сравнению с существующей системой калибров «овал — круг» является система «овал — ребровой овал».

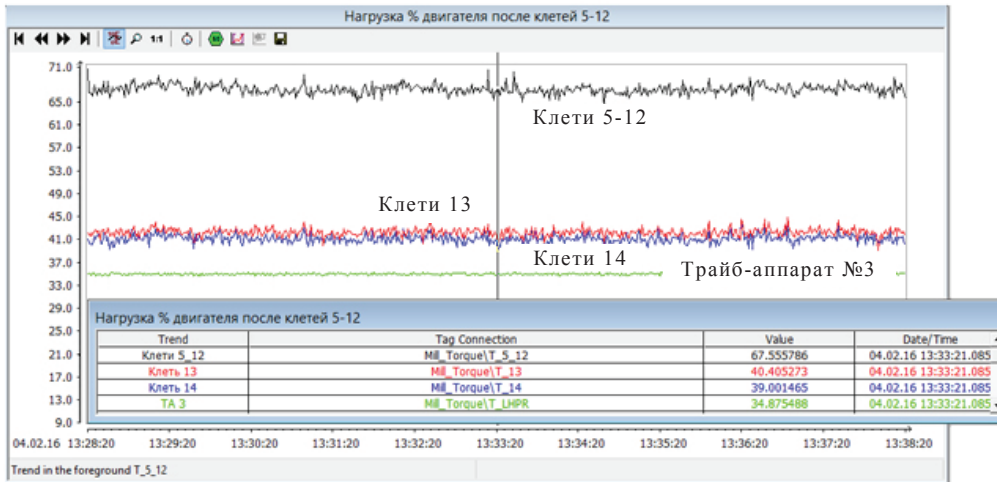


Рис. 61. Данные системы мониторинга литейно-прокатного агрегата по загрузке электродвигателя привода промежуточной группы клетей

4.5. Рационализация скоростного режима прокатки

С применением адаптированной математической модели (см. подгл. 4.2) был выполнен расчет формоизменения при прокатке медной катанки по существующему режиму. Результаты расчетов приведены в табл. 14.

Таблица 14

Фактические λ и кинематические λ_k коэффициенты вытяжки при прокатке медной катанки по существующему режиму

Номер прохода	Форма калибра	Коэффициент вытяжки		$\delta = \frac{(\lambda - \lambda_{\kappa})}{(\lambda_{\kappa} - 1)}$	Диаметр валков по буртам, мм	Скорость прокатки, м/с
		λ	λ_{κ}			
Заготовка						0,180
1	Ящичный	1,424	—	—	480	0,249
2	Ящичный	1,552	—	—	480	0,387
3	Овал	1,751	—	—	480	0,677
4	Круг	1,773	—	—	480	1,201
5	Овал	1,659	—	—	340	1,992
6	Круг	1,356	1,422	−0,156	340	2,701

Окончание табл. 14

Номер прохода	Форма калибра	Коэффициент вытяжки		$\delta = \frac{(\lambda - \lambda_{\kappa})}{(\lambda_{\kappa} - 1)}$	Диаметр валков по буртам, мм	Скорость прокатки, м/с
		λ	λ_{κ}			
Заготовка						0,180
7	Овал	1,396	1,434	−0,087	340	3,471
8	Круг	1,457	1,425	0,074	340	5,494
9	Овал	1,312	1,380	−0,179	195	7,208
10	Круг	1,423	1,372	0,136	195	10,26
11	Овал	1,379	1,393	−0,037	195	14,14
12	Круг	1,338	1,380	−0,111	195	18,93
13	Овал	1,242	—	—	195	23,51
14	Круг	1,216	—	—	195	28,58

Анализ полученных результатов позволил установить, что расчетные значения коэффициентов вытяжки λ в проходах № 6–12 промежуточной группы клетей, имеющей групповой привод, отличаются (в большинстве проходов ниже) от кинематически возможных λ_k , рассчитанных при номинальных значениях диаметров валков [106].

На рис. 62 показано изменение величины относительного отклонения $\delta_{\lambda(ф-к)} = (\lambda - \lambda_k)/(\lambda_k - 1)$ значений λ от λ_k в клетях с групповым приводом.

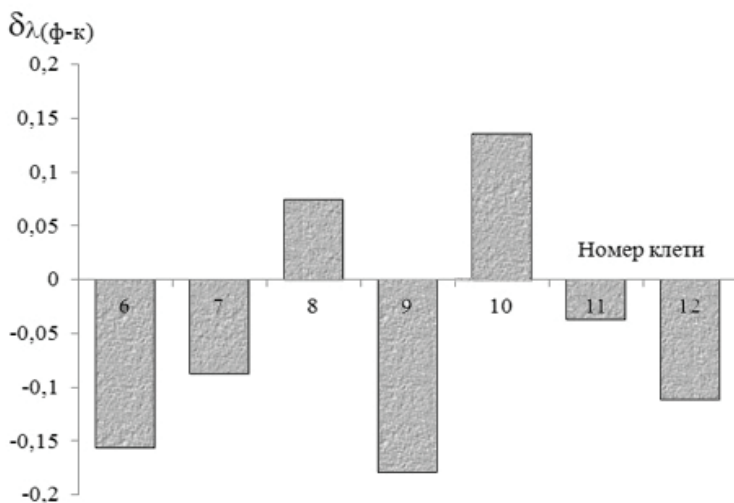


Рис. 62. Характер изменения значений $\delta_{\lambda(ф-к)}$ по проходам промежуточной группы клетей

Среднее отклонение значений $\delta_{\lambda (ф-к)}$ составляет $m(\delta_{\lambda (ф-к)}) = -0,051$ при среднеквадратическом отклонении $\sigma(\delta_{\lambda (ф-к)}) = 0,109$, а максимальное отклонение в проходе № 9 равно $-0,179$ (17,9%). Из-за наличия указанного отклонения λ от λ_k , в этих проходах не выполняется закон постоянства секундных объемов (константа непрерывного стана), что в свою очередь является причиной несоответствия линейной скорости вращения валков и скорости движения полосы в нейтральном сечении и приводит к дополнительному скольжению по поверхности валков в очаге деформации. Это обстоятельство приводит к интенсификации процессов изнашивания валков. Кроме того, увеличиваются затраты энергии на прокатку вследствие увеличения мощности и работы трения на контактной поверхности.

Величину удельных затрат энергии, инициируемых наличием дополнительного скольжения, определяли по формуле

$$\Delta W_i = \frac{\Delta N_{cki}}{\Pi},$$

где ΔN_{cki} — дополнительная мощность трения скольжения в i -м проходе.

Дополнительную мощность трения скольжения определяли по формуле [25]

$$\Delta N_{cki} = - \int_{F_{ki}} \tau_{tpi} U_{cki} dF, \quad (16)$$

где τ_{tpi} — среднее значение напряжений трения, принятое постоянным по всей контактной поверхности F_k ; U_{cki} — скорость проскальзывания валков относительно полосы на контактной поверхности, $U_{cki} = U_{вали}^* - U_{ни}$. Здесь $U_{вали}^*$ — горизонтальная проекция вектора линейной скорости валков, соответствующая их катающему диаметру; $U_{ни}$ — скорость полосы в нейтральном сечении очага деформации в i -м проходе.

После интегрирования и преобразований формулы (16) получили

$$\Delta N_{cki} = 2\tau_{tpi} B_{li} l_{di} (U_{вали}^* - U_{ни}), \quad (17)$$

где B_{li} и l_{di} — ширина полосы и длина очага деформации в i -м проходе.

Величину напряжений трения в формуле (17) определяли в соответствии с законом Прандтля — Зибеля

$$\tau_{tp} = 0,58\psi\sigma_s.$$

Механические свойства меди в проходе № 5, за счет прохождения процессов рекристаллизации, можно условно считать изотропными [99], поэтому среднее сопротивление деформации σ_s в зависимости от основных термомеханических параметров рассчитывали по формуле [88]

$$\sigma_{Si} = 600 \frac{\varepsilon_i^{0,213} \xi_i^{0,09}}{\exp(0,00317 t_i)},$$

где ε_i , ξ_i , t_i — средние значения степени, скорости и температуры деформации в i -м проходе.

Скорость полосы U_{ni} в нейтральном сечении определяли по формуле

$$U_{ni} = U_{li} / (1 + S_i), \quad (18)$$

где U_{li} — скорость полосы на выходе из очага деформации; S_i — опережение в i -м проходе.

Значение опережения определяли по известной формуле Экелунда

$$S_i = (\gamma_i^2 / 2) (D_i^* / H_{li} - 1),$$

где γ_i — угол нейтрального сечения; D_i^* , H_{li} — соответственно диаметр валков по дну калибра и высота полосы на выходе из валков в i -м проходе.

Угол нейтрального сечения рассчитывали по формуле Экелунда — Павлова

$$\gamma_i = (\alpha_i / 2) (1 - \alpha_i / 2 \mu_i),$$

где угол захвата в i -м проходе рассчитывали по формуле $\alpha_i = \sqrt{D_i^* \cdot (H_{0i} - H_{li})} / 2$, а коэффициент контактного трения μ_i определяли по данным работы [64].

Частоту вращения электродвигателя привода блока промежуточной группы клетей $n_{дв}$, зависящую от частоты вращения валков в первой клетки блока (проход № 5) $n_{вал5}$, определяли по формуле

$$n_{дв} = n_{вал5} \cdot i_{p5},$$

где i_{p5} — передаточное число редуктора линии привода первой клетки блока.

Частота вращения валков $n_{вал5}$, в свою очередь, определяется в соответствии со скоростью прокатки по следующей формуле

$$n_{вал5} = 60 U_{н5} / (\pi D_{к5}),$$

где скорость $U_{н5}$ определяли по формуле (18).

Катающий диаметр валков определяли по формуле

$$D_{ki} = D_{\delta i} + s_i + \omega_{li}/B_{li},$$

где $D_{\delta i}$ — диаметр валков по буртам; s_i — межвалковый зазор; ω_{li} и B_{li} — площадь поперечного сечения и ширина полосы после прохода.

В таком случае горизонтальная проекция линейной скорости валков в проходах № 6–12, соответствующая их катающим диаметрам, будет

$$U_{\text{вал},i}^* = \pi D_{ki} n_{\text{дв}} \cos \gamma_i / 60 i_{pi}.$$

Поскольку промежуточная группа клеток имеет групповой привод от общего электродвигателя, кинематически возможные коэффициенты вытяжки в каждом i -м проходе (кроме прохода № 5), при выполнении условия постоянства секундных объемов металла, определяли в зависимости от катающего диаметра валков D_{ki} и передаточного числа редуктора линии привода i_{pi} по формуле

$$\lambda_{ki} = \frac{D_{ki}}{D_{k(i-1)}} \frac{i_{p(i-1)}}{i_{pi}}. \quad (19)$$

Таким образом, для исключения дополнительного скольжения полосы по поверхности рабочих валков в очаге деформации в клетях с групповым приводом, отклонение фактических λ и кинематических λ_k коэффициентов вытяжки должно быть минимально возможным.

Результаты расчетов затрат энергии, выполненных по вышеописанной методике, для режима прокатки в период проведения экспериментального исследования приведены в табл. 15. Там же приведены значения удельных затрат энергии на деформацию и преодоление сил трения в подшипниках рабочих валков по проходам, которые рассчитывали посредством ЭС «Технология сортовой прокатки» [107] по следующей формуле:

$$W_{\text{деф}i} = 0,5 \cdot 10^{-3} M_{\text{пр}i} / m D_{ki} \eta,$$

где $M_{\text{пр}i}$ — крутящий момент прокатки в i -м проходе; η — коэффициент полезного действия линии привода.

Полученные результаты свидетельствуют, что дополнительные удельные затраты энергии на скольжение полосы по поверхности рабочих валков ΔW , связанные с несоответствием фактических λ и кинематических λ_k коэффициентов вытяжки в промежуточной группе клеток с групповым приводом, значительны. Так, значения ΔW в про-

ходах № 6–12 варьируются в диапазоне 0,09–0,64 кВт·ч/т при суммарном значении 2,91 кВт·ч/т, что составляет 8,7 % от величины полных удельных затрат энергии на прокатку (без учета ΔW) во всех клетях с групповым приводом $W_{\text{деф}}$. При прокатке в овальных калибрах проходов № 7, 9 и 11, суммарные дополнительные затраты энергии $\Delta W = 1,66$ кВт·ч/т на 32,8 % превышают аналогичные затраты в круглых калибрах проходов № 6, 8, 10 и 12. Это можно объяснить большей площадью контактной поверхности в овальных калибрах, а следовательно, и большей величиной сил контактного трения.

Таблица 15

Результаты расчета затрат энергии на прокатку в промежуточной группе клетей с групповым приводом

Номер пр.	σ_s , МПа	$\tau_{\text{гр}}$, МПа	α , рад	μ	γ , рад	S	U_n , м/с	$n_{\text{вал}}^*$, об/мин	$U_{\text{вал}}^*$, м/с	$\Delta N_{\text{ск}}$, кВт	ΔW , кВт·ч/т	$W_{\text{деф}}$, кВт·ч/т
5	-	-	-	-	-	-	-	110,7	-	-	-	4,00
6	53	25,3	0,260	0,384	0,086	0,037	2,60	159,7	2,68	4,21	0,09	2,78
7	66	32,3	0,244	0,376	0,082	0,072	3,52	221,9	3,83	26,58	0,57	4,01
8	66	33,0	0,265	0,368	0,085	0,055	5,21	320,3	5,47	13,78		5,25
9	65	33,1	0,241	0,361	0,080	0,048	6,88	768,1	7,54	21,20	0,45	3,17
10	68	35,3	0,270	0,353	0,083	0,042	9,85	1068	10,36	12,82	0,28	4,49
11	74	39,0	0,230	0,346	0,077	0,065	13,28	1451	14,42	29,67	0,64	5,08
12	68	36,3	0,215	0,339	0,073	0,046	18,10	2025	19,95	27,08	0,58	4,46
Сумма											2,91	33,24

*Расчетная частота вращения электродвигателя 864,1 об/мин.

Для определения согласованного скоростного режима прокатки, обеспечивающего выполнение константы непрерывного стана, разработана методика, состоящая в расчете характеристик формоизменения (λ_i , ω_{li} , B_{li}), скоростных параметров (U_{0i} , U_{li} , U_{ni}), катающих диаметров валков D_{ki} и потребных частот вращения двигателя $n_{двi}$, а также подборе диаметров валков D_{bi} , при которых отклонение $n_{двi}$ по проходам от среднего значения $m(n_{двi})$ будет минимально возможным. Для реализации методики также разработана программа интерактивных расчетов в среде Microsoft Excel (рис. 63).

	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K	L	M	N	O	P	Q	R	S	T	U	V	W	X	Y	Z	AA	
1	РАСЧЕТ СКОРОСТНОГО РЕЖИМА ПРОКАТКИ НА ЛИТЕЙНО-ПРОКАТНОМ АГРЕГАТЕ																											
2																												
3	Скорость литейной машины:																											
4	литов: 10.625 0.18 м/с																											
5																												
6	№ п/п	S	Размеры раската			λ	U ₀		U ₁	D ₆	D _K	μ	α	γ	S	H _γ	ω _γ	λ _γ	U _γ	n _{вал}	Сред 10 ⁶	i _p	n _{пр}	D _k	i _{пр(1)}	λ _K		
7			H ₁	B ₁	ω		м/с	м/с																			мм	мм
8			мм	мм	мм/с																							
9			Заготовка	69.2	120.6		8320.0	Согласованные																				
10	1	5.8	46.8	127.6	5843.0	1.424	0.18	0.25	480.0	440.0	0.44	0.32	0.102	0.043	49.1	6131.7	1.357	0.24	10.4	26.8	69.770	727.7						
11	2	10.8	70.8	55.8	3766.0	1.552	0.25	0.39	480.0	423.3	0.43	0.52	0.102	0.026	73.0	3888.4	1.503	0.38	17.1	27.3	47.880	818.5						
12	3	6.0	30.2	81.5	2151.0	1.751	0.39	0.68	480.0	459.6	0.42	0.34	0.100	0.070	32.5	2336.7	1.612	0.63	26.2	25.9	40.170	1052.5						
13	4	4.3	40.3	35.5	1213.0	1.773	0.68	1.21	480.0	450.1	0.40	0.43	0.100	0.050	42.5	1292.0	1.665	1.14	48.4	26.4	24.400	1180.6						
14	5	3.9	22.2	39.0	731.0	1.659	1.21	2.02	340.0	325.2	0.39	0.29	0.091	0.056	23.5	782.8	1.550	1.88	110.6	26.3	7.816	864.1						
15	6	3.4	28.4	24.4	539.0	1.356	2.02	2.73	340.0	321.3	0.38	0.26	0.086	0.037	29.6	567.3	1.288	2.60	154.4	26.7	5.416	836.0	0.988	1.44	1.426			
16	7	3.4	14.7	31.1	386.0	1.396	2.73	3.82	340.0	331.0	0.38	0.24	0.082	0.072	15.8	420.6	1.282	3.50	202.1	25.8	3.897	787.8	1.030	1.39	1.432			
17	8	2.7	19.8	17.2	265.0	1.457	3.82	5.56	340.0	327.3	0.37	0.26	0.085	0.055	21.0	284.9	1.355	5.17	301.8	26.2	2.700	814.8	0.989	1.44	1.427			
18	9	3.0	11.8	20.6	202.0	1.312	5.56	7.29	195.0	188.2	0.36	0.24	0.080	0.048	12.4	214.4	1.236	6.87	697.5	26.5	1.126	785.4	0.575	2.40	1.379			
19	10	1.8	14.0	13.2	142.0	1.423	7.29	10.38	195.0	186.0	0.35	0.27	0.083	0.042	14.6	150.4	1.343	9.80	1005.9	26.6	0.810	814.8	0.989	1.39	1.374			
20	11	2.4	8.2	14.7	103.0	1.379	10.38	14.30	195.0	190.4	0.35	0.23	0.077	0.065	8.8	111.2	1.277	13.25	1329.2	26.1	0.596	792.2	1.023	1.36	1.391			
21	12	1.6	10.4	9.7	77.0	1.338	14.30	19.13	195.0	188.7	0.34	0.21	0.073	0.046	10.9	81.9	1.258	18.00	1821.9	26.5	0.427	778.0	0.991	1.40	1.383			
22	13	2.0	7.0	10.9	62.0	1.242	19.13	23.76	195.0	191.3	0.33	0.17	0.063	0.052	7.4	66.1	1.165	22.29	2224.7	26.4	0.800	1779.8						
23	14	1.3	8.2	8.3	51.0	1.216	23.76	28.89	195.0	190.2	0.33	0.17	0.063	0.043	8.6	54.1	1.146	27.24	2735.7	26.5	0.574	1570.3						
24																						26.42		809.1				

Рис. 63. Вид программы для расчета скоростного режима прокатки, реализованной с использованием табличного процессора Microsoft Excel

Расчет начинается с ввода в соответствующие столбцы следующих исходных данных: скорости непрерывно-литой заготовки на выходе из литейной машины $U_{\text{лм}}$, м/мин; скорости входа заготовки в стан U_0 (столбец H10, см. рис. 63), которая принимается равной $U_{\text{лм}}$, при этом предусмотрена возможность увеличения скорости U_0 за счет натяжения заготовки трайб-аппаратом № 1, путем введения коэффициента, значение которого находится в диапазоне 1,01–1,05 в формулу ячейки H10; значений s , H_1 , B_1 , ω_1 и D_6 согласно существующему режиму обжатий; значений передаточных чисел редукторов i_p .

Ниже приведен анализ основных результатов расчета для существующего режима прокатки.

Коэффициенты вытяжки λ (столбец G) рассчитаны как отношение площадей поперечного сечения раската ω (столбец F). В столбце AA приведены значения кинематически возможных коэффициентов вытяжки λ_k в проходах № 6–12, имеющих групповой главный привод, которые рассчитывали по формуле (19). Поскольку в проходах № 6–9 фактические и кинематические коэффициенты вытяжки не совпадают, целесообразно подобрать новое отношение $D_{ki} / D_{k(i-1)}$ в целях минимизации отклонения λ и λ_k .

В столбце X приведены расчетные значения потребной частоты вращения двигателей $n_{\text{дв}}$ на основе скоростей U_1 , соответствующих константе прокатки. Видно, что в зависимости от номера прохода промежуточной группы клетей, потребная величина $n_{\text{дв}}$ изменяется в диапазоне ~778...~864 об/мин при среднем значении ~809 об/мин (максимальное относительное отклонение от среднего составляет 11 %).

В целях устранения возможного натяжения или подпора в проходах № 5–12 подобрали такие значения диаметров валков, чтобы потребная частота вращения двигателя во всех проходах промежуточной группы была примерно одинаковой. Результаты такого подбора приведены на рис. 64.

	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K	L	N	O	P	Q	R	S	T	U	V	W	X	Y	Z	AA
26	РАСЧЕТ СКОРОСТНОГО РЕЖИМА ПРОКАТКИ НА ЛИТЕЙНО-ПРОКАТНОМ АГРЕГАТЕ																									
27																										
28	Скорость литейной ванны:																									
29	значение 10.625 0.18 м/с																									
30																										
31	№	И	№	И	№	И	№	И	№	И	№	И	№	И	№	И	№	И	№	И	№	И	№	И	№	И
32	Размер проката																									
33	H_1 B_1 ϕ																									
34	λ																									
35	λ																									
36	λ																									
37	λ																									
38	λ																									
39	λ																									
40	λ																									
41	λ																									
42	λ																									
43	λ																									
44	λ																									
45	λ																									
46	λ																									
47	λ																									
48	λ																									
49	λ																									

Рис. 64. Вид программы при выборе частоты вращения электродвигателя промежуточной группы клетей, реализованной с использованием табличного процессора Microsoft Excel

На рис. 64 видно, что при выбранных значениях диаметров валков по буртам D_6 в проходах № 5–12 (см. столбец J на рис. 64), величина $n_{\text{дв}}$ изменяется от ~861 (проход № 9) до ~864 об/мин при среднем значении ~863 об/мин (максимальное относительное отклонение от среднего не превышает 0,3 %). При таком скоростном режиме во всех проходах промежуточной группы будет выполняться константа стана, уменьшаться затраты энергии на прокатку. При годовом объеме производства на уровне 300 тыс. т экономия может достигать 900 МВт·ч.

4.6. Разработка новой формы заготовки для прокатки круглого сортового профиля

Повышение эффективности процессов сортовой прокатки и качества проката осуществляется, в частности, за счет применения различных модификаций калибров простой формы [108–110]. При этом появляются дополнительные возможности для управления формой полосы, определяемой по геометрическим соотношениям между элементами используемого калибра. Так, актуальным является создание формы заготовки, при которой усилие деформации при прокатке круглого профиля (например, катанки) оказывается минимальным [111]. Для решения этой задачи предлагается измененная заготовка (рис. 65), имеющая в поперечном сечении контур овала, симметричного относительно ортогональных осей.

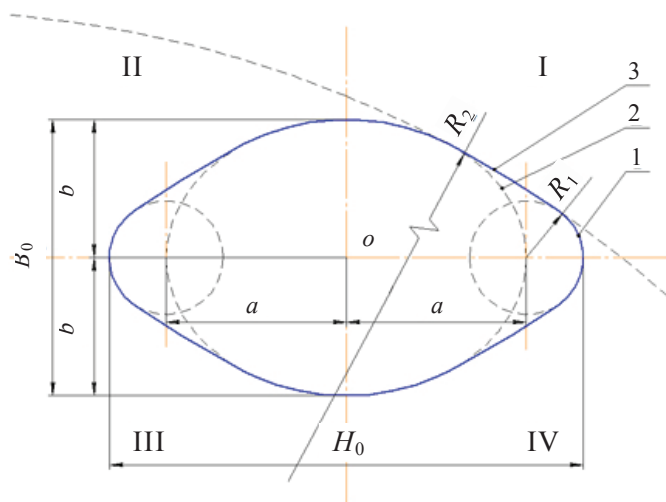


Рис. 65. Форма поперечного сечения заготовки с указанием параметров, описывающих эту форму

Контур измененной заготовки образуется (на примере квадранта I), ввиду наличия у измененной заготовки центральной симметрии, элементами трех сопряженных геометрических объектов (в порядке построения): окружности 1, эллипса 2 и окружности 3. Центр окружности 1 радиусом R_1 расположен на горизонтальной оси симметрии на расстоянии a от точки пересечения осей O . Центр эллипса 2 со-

впадает с точкой пересечения осей. Большая полуось эллипса 2 равна a , малая полуось равна b . Окружность 1 и эллипс 2 сопрягаются между собой посредством дуги окружности 3 радиусом R_2 , центр которой находится в квадранте III. Его положение определяется по значению радиуса R_2 при условии гладкого сопряжения объектов 1 и 2. Определяющими параметрами в общем случае являются H_0 , B_0 , R_1 , R_2 . Производные параметры рассчитываются по формулам

$$a = \frac{H_0}{2} - R_1; \quad b = \frac{B_0}{2}.$$

Определение энергосиловых параметров при использовании измененной заготовки в последнем чистовом круглом калибре осуществляли с использованием конечно-элементного моделирования процесса в программном комплексе DEFORM в соответствии с условиями, подробно изложенными в подгл. 3.1. Пример постановки и решения задачи прокатки овальной полосы в круглом калибре приведен на рис. 66.

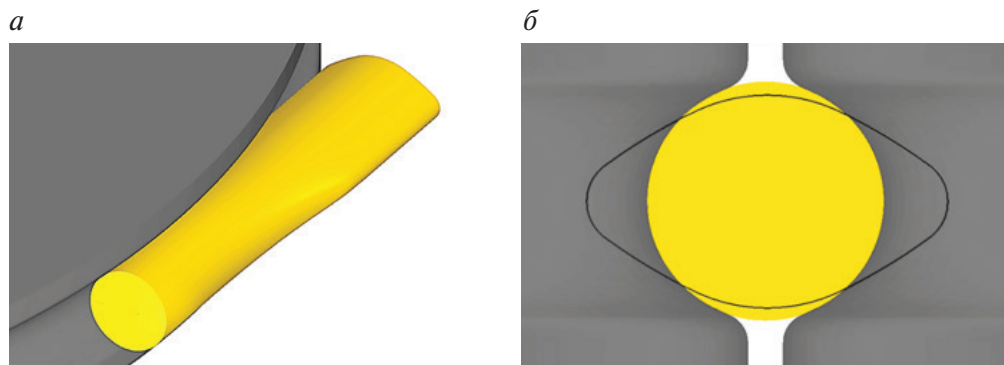


Рис. 66. Пример постановки и решения задачи прокатки измененной заготовки в круглом калибре:

a — вид в изометрии (нижний валок удален); b — вид спереди (контуром показан профиль измененной заготовки)

По условиям вычислительного эксперимента, который проводили для нахождения отношения между радиусами образующих окружностей R_1 и R_2 и радиусом круглого профиля R_k , при которых усилие и момент прокатки оказываются минимальными, фиксировали исходную высоту ($H_0 = 12,50$ мм) и площадь поперечного сечения измененной заготовки ($\omega_0 = 64,40$ мм²). В качестве варьируемых параметров принимали величины радиусов R_1 (диапазон изменения 1,00–2,25 мм с шагом 0,25 мм) и R_2 (диапазон изменения 10–30 мм с шагом 5 мм).

Ширину измененной заготовки B_0 для каждой совокупности определяющих параметров рассчитывали исходя из условия постоянства площади поперечного сечения. Размеры измененной заготовки, круглого профиля в виде катанки и соответствующие коэффициенты деформации приведены в табл. 16. В ней введены следующие обозначения: ω_1 — площадь поперечного сечения после прокатки; β , λ — соответственно коэффициенты уширения и вытяжки. В дальнейших примерах принято $R_k = 4$ мм, что соответствует номинальному диаметру круглой заготовки 8 мм (катанки). Прочерк в примере 26 означает невозможность построения профиля заготовки при заданном сочетании определяющих параметров R_1 и R_2 .

Таблица 16

Геометрические параметры моделирования прокатки

Номер примера	Размеры заготовки под прокатку, мм			Размеры круглого профиля		Коэффициенты деформации	
	R_1	R_2	B_0	B_1 , мм	ω_1 , мм ²	β	λ
1	1,00	10	7,16	7,94	51,12	1,109	1,260
2		15	7,21	7,95	51,16	1,102	1,259
3		20	7,23	7,95	51,17	1,100	1,259
4		25	7,24	7,95	51,19	1,099	1,258
5		30	7,24	7,96	51,19	1,099	1,258
6	1,25	10	7,17	7,98	51,18	1,114	1,258
7		15	7,25	8,01	51,33	1,105	1,255
8		20	7,27	8,02	51,36	1,102	1,254
9		25	7,29	8,02	51,38	1,101	1,253
10		30	7,29	8,02	52,20	1,100	1,234
11	1,50	10	7,09	7,98	51,06	1,125	1,261
12		15	7,22	8,05	51,23	1,114	1,257
13		20	7,26	8,07	51,33	1,112	1,255
14		25	7,28	8,08	51,34	1,109	1,254
15		30	7,29	8,08	51,37	1,109	1,254
16	1,75	10	6,97	7,96	50,92	1,142	1,265
17		15	7,14	8,06	51,10	1,129	1,260
18		20	7,19	8,09	51,13	1,126	1,260
19		25	7,21	8,10	51,16	1,124	1,259
20		30	7,23	8,12	51,19	1,123	1,258
21	2,00	10	6,77	7,88	50,74	1,164	1,269
22		15	6,97	8,02	50,87	1,150	1,266

Окончание табл. 16

Номер примера	Размеры заготовки под прокатку, мм			Размеры круглого профиля		Коэффициенты деформации	
	R_1	R_2	B_0	B_1 , мм	ω_1 , мм ²	β	λ
23	2,00	20	7,04	8,07	50,91	1,147	1,265
24		25	7,07	8,09	50,94	1,444	1,264
25		30	7,09	8,11	50,94	1,144	1,264
26	2,25	10	—	—	—	—	—
27		15	6,72	7,92	50,56	1,178	1,274
28		20	6,80	7,98	50,62	1,174	1,272
29		25	6,84	8,01	50,62	1,171	1,272
30		30	6,86	8,03	50,64	1,171	1,272
31	—	—	6,46	7,75	50,45	1,200	1,276

Расчетные значения энергосиловых параметров: усилия P , момента M и коэффициента плеча момента приложения равнодействующей ψ при прокатке — приведены в табл. 17. В примерах 1–30 приведены исходные данные и результаты расчета при переменных значениях радиусов R_1 и R_2 , а в примере 31 — при постоянном радиусе овала, что соответствует обычной практике прокатки.

Таблица 17

Значения энергосиловых параметров и коэффициента плеча момента при прокатке измененной заготовки

Номер примера	R_1 , мм	R_2 , мм	P , кН	M , кН·м	ψ
1	1,00	10	18,84	0,2866	0,73
2		15	18,52	0,2802	0,73
3		20	18,02	0,2756	0,74
4		25	18,30	0,2762	0,73
5		30	18,40	0,2770	0,73
6	1,25	10	19,22	0,2854	0,72
7		15	18,32	0,2746	0,72
8		20	18,02	0,2688	0,72
9		25	18,00	0,2664	0,71
10		30	17,82	0,2632	0,71
11	1,50	10	20,18	0,2940	0,70
12		15	19,12	0,2814	0,71
13		20	18,78	0,2770	0,71

Окончание табл. 17

Номер примера	R_1 , мм	R_2 , мм	P , кН	M , кН·м	ψ
14	1,50	25	18,68	0,2764	0,71
15		30	18,46	0,2754	0,72
16	1,75	10	21,30	0,2998	0,68
17		15	20,22	0,2978	0,71
18		20	20,12	0,2940	0,71
19		25	20,06	0,2928	0,70
20		30	19,72	0,2904	0,71
21	2,00	10	22,86	0,3104	0,66
22		15	21,80	0,3064	0,68
23		20	21,54	0,3054	0,68
24		25	21,30	0,3040	0,69
25		30	21,28	0,3038	0,69
26	2,25	10	—	—	—
27		15	23,64	0,3176	0,65
28		20	23,52	0,3154	0,65
29		25	23,28	0,3142	0,65
30		30	23,26	0,3086	0,64
31	—	—	24,99	0,3158	0,61

На рис. 67 изображена зависимость усилия прокатки от параметра R_1/R_k при двух значениях параметра R_2/R_k , равных 6,25 и 7,50. Из нее видно, что при значениях $R_1 = (0,250...0,375)R_k$, функция усилия достигает минимума, поэтому именно такой интервал выбран для дальнейшего отображения.

Сказанное также поясняется данными табл. 18, откуда видно, что $R_1/R_k = 0$ является запредельным по причине формирования острой кромки при отсутствии радиуса закругления, что приводит при прокатке к образованию дефектов типа зажима. При превышении R_1/R_k значения 0,375 происходит значимое повышение усилия прокатки, что приводит к повышенным энергетическим затратам.

На рис. 68 и в табл. 19 показано, что минимальное усилие прокатки достигается при параметре $R_2/R_k = 5,00$. При $R_2/R_k = 6,25$, усилие мало отличается от минимального, поэтому его можно включить в допускаемый диапазон. При значениях $R_2/R_k < 5,00$ и $R_2/R_k > 6,25$, усилия увеличиваются, что повышает энергетические затраты, поэтому

предлагаемый диапазон составляет $R_2/R_k = 5,00 \dots 6,25$, соответственно $R_2 = (5,00 \dots 6,25)R_k$.

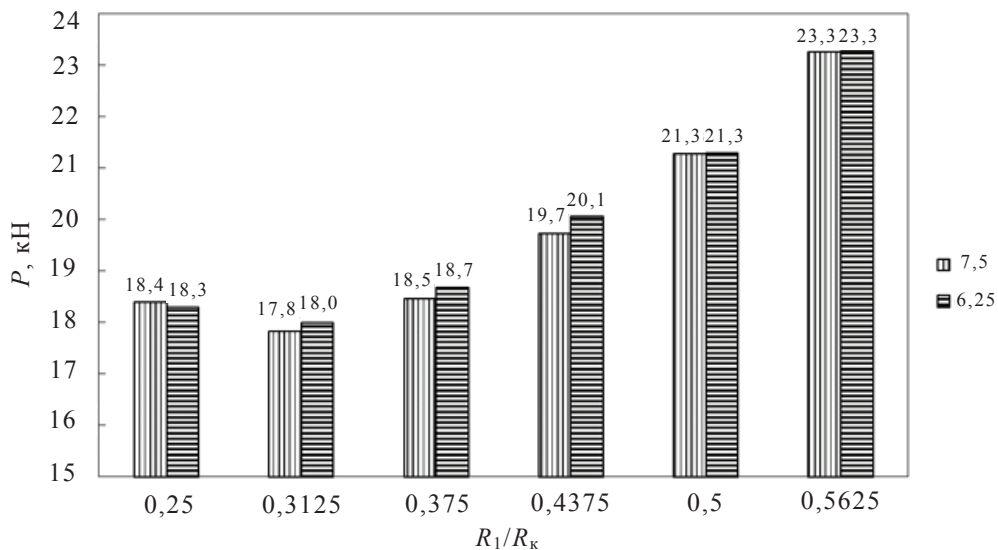


Рис. 67. Зависимость усилия прокатки от параметра R_1/R_k

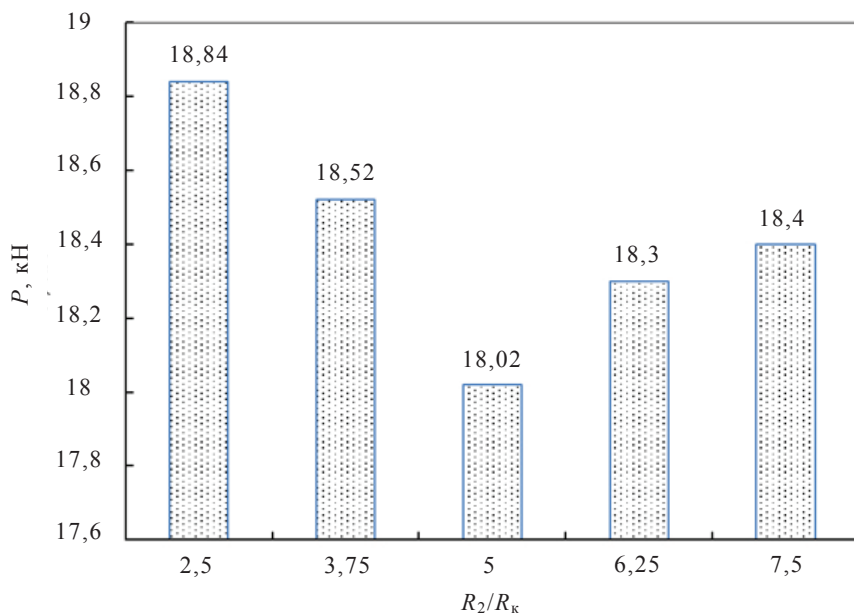


Рис. 68. Зависимость усилия прокатки от параметра R_2/R_k

Таблица 18

Влияние параметра R_1/R_k на усилие прокатки

R_1/R_k	Усилие прокатки, кН, при значениях R_2/R_k		Примечание
	6,25	7,50	
0	—	—	Острая кромка без радиуса закругления — запредельное значение параметра
0,25	18,3	18,40	Усилие мало отличается от минимального
0,3125	18,0	17,82	Минимальное усилие прокатки
0,375	18,68	18,46	Усилие мало отличается от минимального
0,4375	20,06	19,72	Значимое повышение усилия прокатки — запредельное значение параметра
0,5	21,3	21,28	
0,5625	23,28	23,26	

В примере 31 (табл. 19) показано, что при применении заготовки, образующая которой выполнена в виде обычного овала, усилие прокатки оказывается самым большим и равно 24,99 кН против минимального из предложенных вариантов 17,82 кН (пример 10). Таким образом, при применении профиля овальной полосы предлагаемой конфигурации, усилие прокатки может быть снижено на $\Delta_p = ((24,99 - 17,82) / 24,99) \cdot 100\% = 29\%$. Из расчетов видно, что коэффициент плеча ψ_M в различных вариантах изменяется в небольшом диапазоне 0,61–0,74, поэтому снижение момента и в целом энергетических затрат будет соответствовать снижению усилия.

Таблица 19

Влияние параметра R_2/R_k на усилие прокатки при параметре $R_1/R_k = 0,25$

R_2/R_k	Усилие прокатки, кН	Примечание
2,50	18,84	Усилие выше минимального — за- предельное значение параметра
3,75	18,52	
5,00	18,02	Минимальное усилие прокатки
6,25	18,30	Усилие мало отличается от минимального
7,50	18,40	Значимое повышение усилия прокатки — запредельное значение параметра

Таким образом, применение овальной заготовки измененной формы для прокатки круглого сортового профиля обеспечивает снижение

энергосиловых параметров прокатки и экономию энергетических затрат. Заготовка имеет в поперечном сечении контур овала, симметричного относительно ортогональных осей и образованного криволинейными образующими, состоящими из трех зон: центральной, периферийной и промежуточной. Центральная зона образована контуром эллипса, имеющего малую полуось $b = \frac{B_0}{2}$, где B_0 — высота овала и большую полуось $a = \frac{H_0}{2} - R_1$, где H_0 — ширина овала; R_1 — радиус дуги окружности периферийной зоны с центром кривизны, расположенным на длинной оси овала, $R_1 = (0,250 \dots 0,375)R_k$. Промежуточная зона соединяет центральную и периферийную зоны дугой окружности, очерченной радиусом $R_2 = (5,00 \dots 6,25)R_k$, где R_k — радиус круглого сортового профиля.

Вопросы для самоконтроля

1. Перечислите области применения меди.
2. Какой вид проката называют катанкой?
3. В чем заключается отличие медной проволоки от медной катанки?
4. Перечислите основные агрегаты, входящие в состав литейно-прокатных агрегатов для производства медной катанки.
5. Какими способами оценивают чистоту меди в катанке?
6. Опишите конструкцию непрерывного прокатного стана в составе ЛПА.
7. При использовании метода непрерывной прокатки следует уменьшать или увеличивать по ходу прокатки диаметр прокатных валков?
8. Опишите схему формирования непрерывно-литой заготовки по методу CONTIROD.
9. С какой целью в расплав меди вводят кислород?
10. Какого знака возникают напряжения в заготовке между клетями стана непрерывной прокатки?
11. Применение большего межклетевого натяжения приводит к уменьшению или увеличению среднего нормального напряжения в очаге деформации?
12. Какая калибровка валков применяется в ЛПА для прокатки медной катанки?
13. В какую сторону направлены напряжения трения при прокатке в продольном сечении очага деформации?
14. Существует ли разница в скоростях перемещения металла на контактной поверхности валков и заготовки?
15. Отличаются ли максимальные углы захвата при листовой и сортовой прокатке?
16. Выберите из двух значений возможный коэффициент трения при горячей прокатке меди: 0,03 и 0,3.

17. При увеличении скорости прокатки сопротивление деформации металла увеличивается или уменьшается?
18. Поясните, что такое нейтральное сечение в очаге деформации.
19. Какие виды катанки вы знаете?
20. Какие испытания проводят для определения свойств катанки?
21. В чем суть теста на спиральное удлинение?
22. Для каких целей применяют испытание медной катанки на спиральное удлинение?
23. В чем суть теста на закручивание?
24. Что представляет собой структура медной катанки?
25. Каков средний размер зерен в медной катанке?
26. Как распределено скольжение металла по контактной поверхности при прокатке в калибре?
27. Как распределено контактное давление по длине очага деформации?
28. При каких скоростных условиях возможна устойчивая работа литейно-прокатного агрегата?

Список библиографических ссылок

1. Осинцев О. Е., Федоров В. Н. Медь и медные сплавы. Отечественные и зарубежные марки : справочник. М. : Машиностроение, 2003. 336 с.
2. Логинов Ю. Н. Медь и деформируемые медные сплавы : учебное пособие для студентов вузов, обучающихся по специальности «Обработка металлов давлением». Екатеринбург : УГТУ-УПИ, 2006. 136 с.
3. Секо Е. В., Урунов Т. Ш. Перспективы строительства горно-металлургических предприятий // Строительство уникальных зданий и сооружений. 2016. № 7 (46). С. 17–35.
4. ГОСТ Р 53803–2010. Катанка медная для электротехнических целей. Технические условия. М. : Стандартинформ, 2010. 12 с.
5. Белый Д. И. Современные технологии производства медной катанки для кабельной промышленности // Кабели и провода. 2011. № 5. С. 29–33.
6. Туаева В. З., Выборнова В. В. Российский рынок медной катанки в условиях экономических санкций // Сб. тр. VIII Международной научно-практической конференции студентов, аспирантов и молодых ученых «Молодежь и научно-технический прогресс». Старый Оскол : Ассистент плюс, 2015. С. 373–376.
7. Софинский П. И., Ершов И. М. Современные агрегаты непрерывной разливки цветных металлов в СССР и за рубежом. М. : НИИФОРМТЯЖМАШ, 1965. 57 с.
8. Чеботарев В. А., Родников С. В. Литейно-прокатные агрегаты для производства катанки, листов и лент из цветных металлов // Тяжелое машиностроение. 2007. № 5. С. 28–31.
9. Никерова Л. Ф., Чернова Л. И. Непрерывные способы получения литых заготовок для производства полуфабрикатов из цветных металлов. М. : Цветметинформация, 1973. 107 с.

10. Miguel Garcia. CRU Semins Market Service. 2010, sept. 1022 p.
11. Постыляков А. Ю., Логинов Ю. Н. Особенности процессов производства медной катанки // Сб. тр. VII Международной молодежной научно-практической конференции «Инновационные технологии в металлургии и машиностроении». Екатеринбург : УрФУ, 2014. С. 320–324.
12. ООО «ЭЛКАТ» — более 20 лет успешной деятельности / Д. И. Белый, А. Б. Кабанов, М. К. Портнов, С. В. Сафонов, М. В. Третьяков, В. Берри // Кабели и провода. 2012. № 1. С. 23–27.
13. ГОСТ 859–2014. Медь. Марки. М. : Стандартиформ, 2015. 8 с.
14. ГОСТ 546–2001. Катоды медные. Технические условия. М. : Издательство стандартов, 2001. 8 с.
15. ГОСТ 32597–2013. Медь и медные сплавы. Виды дефектов заготовок и полуфабрикатов. М. : Стандартиформ, 2014. 31 с.
16. Логинов Ю. Н., Зуев А. Ю. Формоизменение и сопротивление деформации анизотропной непрерывно-литой меди // Заготовительные производства в машиностроении (Кузнечно-штамповочное, литейное и другие производства). 2011. № 1. С. 32–37.
17. Логинов Ю. Н., Зуев А. Ю., Инатович Ю. В. Анализ сортовой прокатки медной катанки с учетом немонотонности характеристик упрочнения // Цветные металлы. 2012. № 7. С. 77–80.
18. Проблемы применения медной катанки в кабельной промышленности / Ю. Н. Логинов, Л. А. Мальцева, Л. М. Вырлина, Т. П. Копылова // Кабели и провода. 2001. № 2. С. 14–16.
19. Зверев А. В., Копылова Т. П. К потребителю через качество // Кабели и провода. 2008. № 6. С. 22–23.
20. Зильберг Ю. В., Ревякин С. В. Формоизменение поверхностных дефектов при прокатке в простых калибрах // Металлургическая и горнорудная промышленность. 1996. № 8. С. 23–25.
21. Лехов О. С., Раскатов Е. Ю., Соловьев Д. А. Исследование напряженно-деформированного состояния в мгновенном очаге деформации с целью выбора рациональной калибровки валков пилигримовых станов // Научно-технический вестник Поволжья. 2011. № 6. С. 196–199.
22. Интенсификация выработки поверхностных дефектов при производстве заготовок / Г. С. Уткин, Б. С. Резвов, В. В. Храмцов, А. И. Вейс, В. И. Юрков // Производство проката. 2004. № 4. С. 18–22.

23. Контактное взаимодействие металла и инструмента / П. И. Полухин, В. А. Николаев, В. П. Полухин, А. В. Зиновьев. М. : Металлургия, 1974. 200 с.
24. Мазур В.Л. Научные основы технологии производства проката с заданной шероховатостью поверхности // Сталь. 2015. № 5. С. 59–66.
25. Смирнов В. К., Шилов В. А., Инарович Ю. В. Калибровка прокатных валков. М. : Теплотехник. 2010. 490 с.
26. Разработка энергосберегающей технологии прокатки в черновых клетях стана 370 ОАО «ММК». Патентные исследования / Д. И. Кинзин, С. А. Левандовский, О. С. Моторина, М. В. Дубинина // Моделирование и развитие процессов ОМД. 2013. № 19. С. 148–151.
27. ГОСТ 28515–97. Медь. Метод испытания проб на удлинение спирали. М. : Стандартинформ, 2005. 10 с.
28. Schamp J., Verlinden B., Van Humbeeck J. Primary recrystallization and grain growth of tough pitch copper wire // Journal De Physique IV. Colloque C3. 1995. Vol. 5. P. 273–278.
29. Influence of Impurities in Cathodic Copper on the Ductility of Copper Wires / C. Camurri, C. Carrasco, R. Leite [et al.] // Journal of Materials Engineering and Performance. 2012. Vol. 21. P. 1474–1478.
30. ASTM B49–17. Standard Specification for Copper Rod for Electrical Purposes. ASTM International (ASTM), 2020. 8 p.
31. DIN EN 12893:2000. Copper and copper alloys — Determination of spiral elongation number. Deutsches Institut für Normung E. V. (DIN), 2000. 9 p.
32. Патент США №US4290823. Manufacture of copper wire rod / Dompas J. Заявитель Metallurgie Hoboken. МПК B21B3/00; B22D11/06. Приоритет 25.10.1979 ; опубл. 22.09.1981.
33. Александров А. В., Потапов В. Д., Державин Б. П. Соппротивление материалов. М. : Высшая школа, 2003. 560 с.
34. De Castro A. L. R., Campos H. B., Cetlin P. R. Influence of die semi-angle on mechanical properties of single and multiple pass drawn copper // Journal of Materials Processing Technology. 1996. Vol. 60. P. 179–182.
35. Campos H. B., Cetlin P. R. The influence of die semi-angle and of the coefficient of friction on the uniform tensile elongation of drawn copper bars // Journal of Materials Processing Technology. 1998. Vol. 80–81. P. 388–391.

36. Логинов Ю. Н., Василевский П. А., Радионов Л. В. Исследование влияния угла конусности волокна на механические свойства протянутого полуфабриката // Цветные металлы. 2004. № 6. С. 104–106.
37. The effects of die angle on texture and annealing response of ETP copper wire / F. F. Kraft, U. Chakkingal, G. Baker, R. N. Wright // Journal of Materials Processing Technology. 1996. Vol. 60. P. 171–178.
38. Schamp J., Verlinden B., Van Humbeeck J. Recrystallisation at ambient temperature of heavily deformed ETP copper wire // Scripta Materialia. 1996. Vol. 34, № 11. P. 1667–1672.
39. Bhattacharyya A., Rittel D., Ravichandran G. Effect of strain rate on deformation texture in OFHC copper // Scripta Materialia. 2005. Vol. 52. P. 657–661.
40. Effect of the Strain Rate on the Properties of Electrical Copper / Yu. N. Loginov, S. L. Demakov, A. G. Illarionov, A. A. Popov // Russian Metallurgy (Metally), 2011. Vol. 3. P. 194–201.
41. Дьяков С. Ф. Сравнительный анализ задачи кручения тонкостенного стержня по моделям Власова и Сливкера // Строительная механика инженерных конструкций и сооружений. 2013. № 1 (1). С. 24–31.
42. Панов А. Д., Шумаев В. В. Применение логарифмической меры деформации для решения задач кручения // Известия Российской академии наук. Механика твердого тела. 2012. № 1. С. 92–100.
43. Mihai L. Angela, Goriely A. Numerical simulation of shear and the Poynting effects by the finite element method: An application of the generalised empirical inequalities in non-linear elasticity // International Journal of Non-Linear Mechanics. 2013. Vol. 49. P. 1–14.
44. Xiao H., Bruhns O. T., Meyers A. Large strain responses of elastic-perfect plasticity and kinematic hardening plasticity with the logarithmic rate: Swift effect in torsion // International Journal of Plasticity. 2001. Vol. 17. P. 211–235.
45. Колмогоров В. Л. Напряжения, деформации, разрушение. М. : Металлургия, 1970. 229 с.
46. Логинов Ю. Н. Влияние угла рабочей зоны волокна на напряженное состояние в очаге деформации при волочении меди // Цветные металлы. 2010. № 3. С. 94–97.
47. Структурное состояние медной катанки, полученной при непрерывном процессе литья — прокатки / Ю. Н. Логинов,

- С. Л. Демаков, А. Г. Илларионов [и др.] // Цветные металлы. 2013. № 8. С. 87–92.
48. Возникновение пористых структур в кислородсодержащей меди при деформационном воздействии / Ю. Н. Логинов, С. Л. Демаков, А. Г. Илларионов [и др.] // Физическая мезомеханика. 2013. Т. 16, № 6. С. 99–102.
49. Логинов Ю. Н., Загиров Н. Н. Расчет деформированного состояния при закручивании пористой заготовки в контейнере // Известия вузов. Черная металлургия. 1991. № 6. С. 44–50.
50. Расчет деформаций и экспериментальное исследование текстуры в нагартованной медной проволоке / Ю. Н. Логинов, С. Л. Демаков, А. Г. Илларионов [и др.] // Деформация и разрушение материалов. 2011. № 5. С. 38–44.
51. Определение уровня нагартовки медной проволоки при сварке / Ю. Н. Логинов, А. Ю. Зуев, Т. П. Копылова [и др.] // Кабели и провода. 2009. № 6. С. 3–7.
52. Влияние температуры отжига на текстуру в медной проволоке / С. Л. Демаков, Ю. Н. Логинов, А. Г. Илларионов [и др.] // Физика металлов и металловедение. 2012. Т. 113, № 7. С. 720–726.
53. Грудев А. П. Теория прокатки. М. : Интермет Инжиниринг, 2001. 280 с.
54. Постыляков А. Ю., Логинов Ю. Н. Исследование влияния размера выпуска калибра на деформированное состояние полосы методом МКЭ-моделирования // Сб. тр. XV Международной научной конференции «New technologies and achievements in metallurgy, material engineering and production engineering». Ченстохова : Политехника Ченстоховска, 2014. С. 276–279.
55. Постыляков А. Ю., Логинов Ю. Н. Расчет деформированного состояния медной полосы при горячей сортовой прокатке // Сб. тр. X Международной научно-технической конференции «Пластическая деформация металлов». Днепропетровск : Акцент ПП, 2014. С. 91–94.
56. Постыляков А. Ю., Логинов Ю. Н. Неоднородность деформации в процессе сортовой прокатки медных заготовок // Сб. тр. XXI Международной научно-практической конференции «Трубы — 2014». Челябинск : ОАО «РосНИТИ», 2014. С. 278–280.
57. Постыляков А. Ю., Логинов Ю. Н. Конечно-элементное моделирование формоизменения прямоугольной медной заготов-

- ки при сортовой прокатке // Сб. тр. Международной конференции «Материаловедение. Машиностроение. Энергетика». Екатеринбург : УрФУ, 2015. С. 142–148.
58. Логинов Ю. Н., Постыляков А. Ю., Инатович Ю. В. Напряженно-деформированное состояние медной полосы при прокатке в прямоугольном калибре // Цветные металлы. 2015. № 11. С. 72–75.
59. Prasad Y. V. R. K., Sasidhara S. Hot working guide: a compendium of processing maps. Ohio : ASM International, 1997. 545 p.
60. Постыляков А. Ю., Логинов Ю. Н., Инатович Ю. В. Вариации сопротивления деформации при горячей сортовой прокатке медной заготовки // Сб. тр. III Международной интерактивной научно-практической конференции «Инновации в материаловедении и металлургии». Екатеринбург : УрФУ, 2013. С. 85–87.
61. Влияние направления кристаллизации на анизотропию пластического течения непрерывнолитой меди / Ю. Н. Логинов, Р. К. Мысик, А. В. Титов, В. А. Романов // Литейщик России. 2008. № 10. С. 36–38.
62. Samanta S. K. Dynamic deformation of aluminium and copper at elevated temperatures // Journal of the Mechanics and Physics of Solids. 1971. № 3 (19). P. 117–135.
63. Nemat-Nasser S. Plasticity: a treatise on finite deformation of heterogeneous inelastic materials. Cambridge : Cambridge University Press, 2004. 760 p.
64. Логинов Ю. Н., Инатович Ю. В., Зуев А. Ю. Исследование контактного трения при непрерывной горячей прокатке катанки из электротехнической меди // Производства проката. 2010. № 2. С. 14–18.
65. Numerical simulation of temperature field and thermal stress field of work roll during hot strip rolling / C.-S. Li, H.-L. Yu, G.-Y. Deng, X.-H. Liu, G.-D. Wang // Journal of iron and steel research international. 2007. № 5 (14). P. 18–23.
66. Modelling surface thermal damage to hot mill rolls / R. D. Mercado-Solisa, J. Talamantes-Silvab, J. H. Beynonc, M. A. L. Hernandez-Rodriguez // Wear. 2007. № 263. P. 1560–1567.
67. ASM Handbook Volume 2: Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials. Ohio : ASM International, 1990. 1328 p.

68. DEFORM-3D Version 10.0. User's Manual. Ohio : SFTC, 2009. 609 p.
69. An integrated thermal model of hot rolling / K. Speicher, A. Steinboeck, D. Wild, T. Kiefer, A. Kugi // Mathematical and computer modelling of dynamical systems. 2014. № 1 (20). P. 66–86.
70. Thermal process modeling 2014: Proceedings from the Fifth international conference on thermal process modeling and computer simulation. Ohio : ASM International, 2014. 342 p.
71. Ghasem G. Nasr, Andrew J. Yule, Lothar Bendig. Industrial sprays and atomization: design, analysis and applications. L. : Springer — Verlag, 2002. 501 p.
72. Raudensky M., Horsky J., Pohanka M. Optimal cooling of rolls in hot rolling // Journal of materials processing technology. 2002. № 125. P. 700–705.
73. Рябцев И. А., Бабинец А. А., Рябцев И. И. Влияние пластичного подслоя на термическую стойкость многослойного наплавленного металла // Автоматическая сварка. 2011. № 10. С. 22–25.
74. Логинов Ю. Н., Постыляков А. Ю. Анализ напряженно-деформированного состояния в черновых проходах непрерывной прокатки электротехнической меди // Вестник ЮУрГУ. Серия «Металлургия». 2016. № 2. С. 68–73.
75. Чекмарев А. П., Машковцев Р. А. Износ прокатных валков. Харьков : Metallurgizdat, 1955. 148 с.
76. Эксплуатация валков обжимных и сортовых станов / Н. М. Воронцов, В. Т. Жадан, Б. Я. Шнееров и др. М. : Metallurgiya, 1973. 288 с.
77. Логинов Ю. Н., Постыляков А. Ю. Анализ деформаций медной катанки при чистовом проходе горячей прокатки // Кабели и провода. 2015. № 3. С. 19–22.
78. Смирнов В. К. Исследование деформаций и усилий, разработка технологических процессов стационарной и нестационарной прокатки в калибрах простой формы : дис. ... д-ра техн. наук: 05.16.05. Свердловск : Уральский политехнический институт, 1972. 477 с.
79. Шилов В. А. Оптимизация технологических процессов сортовой прокатки на основе применения математических методов и ЭВМ с целью повышения эффективности производства :

- дис. ... д-ра техн. наук: 05.16.05. Свердловск : Уральский политехнический институт, 1986. 433 с.
80. Тулупов О. Н. Повышение эффективности процессов прокатки и точности сортовых профилей на основе совершенствования технологии с использованием структурно-матричных моделей: дис. ... д-ра техн. наук: 05.16.05. Магнитогорск : Магнитогорский государственный технический университет им. Г. И. Носова, 2001. 404 с.
81. Duggal N. Process simulation of roll forming and roll pass design. Ohio : Ohio State University, 1995. 254 p.
82. Бахтинов Б. П., Штернов М. М. Калибровка прокатных валков. М. : Metallurgizdat, 1953. 330 с.
83. Диомидов Б. Б., Литовченко Н. В. Калибровка прокатных валков. М. : Metallurgiya, 1970. 312 с.
84. Чекмарев А. П., Мутьев М. С., Машковцев Р. А. Калибровка прокатных валков. М. : Metallurgiya, 1971. 512 с.
85. Шилов В. А., Смирнов В. К., Инатович Ю. В. Уширение при прокатке в калибрах с учетом реологических свойств металла // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. 1995. № 4. С. 39–42.
86. Зюзин В. И., Третьяков А. В. Механические свойства металлов и сплавов при обработке давлением : справочник. М. : Metallurgiya, 1973. 224 с.
87. Полухин П. И., Гун Г. Я., Галкин А. М. Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов : справочник. М. : Metallurgiya, 1976. 488 с.
88. Хензель А., Шпиттель Т. Расчет энергосиловых параметров в процессах обработки металлов давлением : справочник. М. : Metallurgiya, 1982. 359 с.
89. Boär C. R., Riegger H., Pruvot F. C. CAD/CAM for rolling of complex shape profiles // CIRP Annals — Manufacturing technology. 1985. № 1 (34). P. 253–257.
90. Development of an applied roll forming pass design expert system based on the shape element idea / X. Shen, J. Liu, X. Wang, C.-C. Huang // Journal of materials processing technology. 2003. № 140. P. 505–508.
91. Солод В. С., Бенецкий А. Г., Мамаев А. Н. Программный комплекс для проектирования и анализа технологии со-

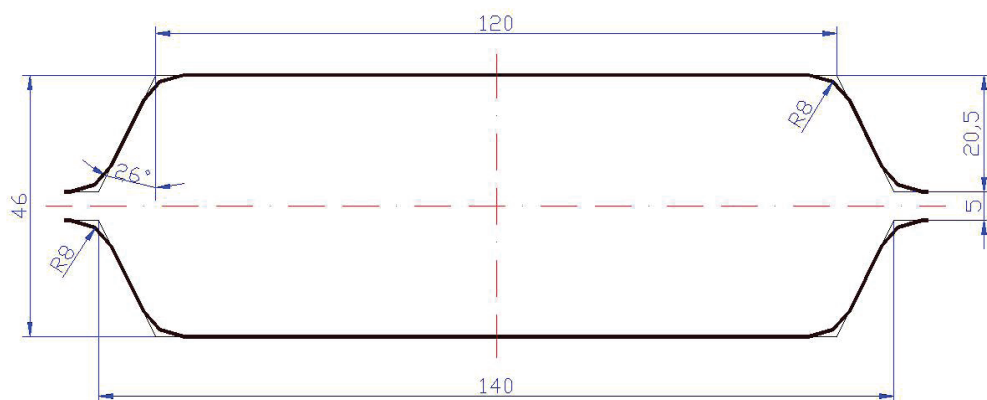
- ровой прокатки [Электронный ресурс]. URL: <http://yurii.ru/ref10/particle-394880.html> (дата обращения: 01.11.2016).
92. Дубинский Ф. С., Соседкова М. А., Мальцев П. А. Учебно-исследовательский тренажер-имитатор процессов сортовой прокатки // Вестник ЮУрГУ. Серия: Metallurgy. 2015. № 2. С. 120–125.
 93. Тулупов О. Н., Моллер А. Б., Назаров Д. В. Наглядное представление процессов сортовой прокатки с помощью компьютерных моделей // Моделирование и развитие процессов ОМД. 2006. № 1. С. 121–124.
 94. Шилов В. А., Колобков И. А., Смирнов В. К. Система автоматизированных расчетов оптимальных калибровок простых сортовых профилей. Сообщение 1 // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. 1982. № 4. С. 50–55.
 95. Куделин С. П., Инатович Ю. В., Шилов В. А. Экспертная система технологии сортовой прокатки // Программные продукты и системы. 2000. № 3. С. 35–39.
 96. Инатович Ю. В., Логинов Ю. Н., Постыляков А. Ю. Адаптация алгоритма расчета формоизменения металла при прокатке медной катанки // Производство проката. 2014. № 5. С. 16–21.
 97. Постыляков А. Ю., Логинов Ю. Н., Инатович Ю. В. Деформации при горячей сортовой прокатке медной заготовки // Сб. тр. XIV Международной научно-технической конференции «Уральская школа-семинар металлургов — молодых ученых». Екатеринбург : УрФУ, 2013. С. 180–183.
 98. Логинов Ю. Н., Мысик Р. К., Романов В. А. Анизотропные характеристики непрерывнолитой кислородсодержащей меди // Литейщик России. 2008. № 3. С. 25–27.
 99. Остапенко А. Л., Курдюкова Л. А. Сопротивление деформации алюминия, меди и их сплавов // Производство проката. 2011. № 1. С. 10–24.
 100. Bayoumi L. S., Lee Y. Effect of interstand tension on roll load, torque and workpiece deformation in the rod rolling process // Journal of Materials Processing Technology. 2004. № 1 (145). P. 7–13.
 101. Затраты энергии при прокатке медной катанки на непрерывном литейно-прокатном агрегате / Ю. В. Инатович, А. Ю. Постыляков, Ю. Н. Логинов, А. Ю. Зуев // Производство проката. 2015. № 5. С. 42–45.

102. Белоногова А. А., Постыляков А. Ю. Зависимость энергосиловых параметров прокатки медной катанки от системы калибров в последнем чистовом проходе // Сб. тр. XVI Международной научно-технической конференции «Уральская школа-семинар металловедов — молодых ученых». Екатеринбург : УрФУ, 2015. Т. 2. С. 251—254.
103. Выбор оптимальных систем калибров для прокатки медной катанки на литейно-прокатном агрегате / Ю. В. Инатович, А. Ю. Постыляков, Ю. Н. Логинов, А. Ю. Зуев // Производство проката. 2016. № 9. С. 20—25.
104. Литовченко Н. В. Калибровка профилей и прокатных валков. М. : Металлургия, 1990. 432 с.
105. Мартыанов Ю. А. Совершенствование режимов прокатки и калибровки валков на основе исследований выкатываемости поверхности дефектов поверхностных дефектов с целью повышения качества сортового проката : дис. ... канд. техн. наук: 05.16.05. Красноярск : Сибирский государственный индустриальный университет, 2013. 117 с.
106. Затраты энергии при прокатке медной катанки на непрерывном литейно-прокатном агрегате / Ю. В. Инатович, А. Ю. Постыляков, Ю. Н. Логинов, А. Ю. Зуев // Производство проката. 2015. № 5. С. 42—45.
107. Экспертная система технологии сортовой прокатки/В. А. Шилов, С. П. Куделин, Ю. В. Инатович, А. Р. Бондин // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. 2015. № 9. С. 710—715.
108. Пат. США 6314781, МПК В21В1/18. Method of wire rolling and rolling mill. Заявл. : 06.04.00 ; опубл. : 13.11.01.
109. Пат. РФ 2490079, МПК В21В1/02. Система калибровки валков. Заявл. : 03.11.11 ; опубл. : 10.05.2013.
110. Пат. РФ 2351411, МПК В21В1/02. Овальный калибр мелко-сортного стана. Заявл. : 19.06.11 ; опубл. : 10.04.2009.
111. Патент РФ 170655, Заготовка для прокатки круглого сортового профиля. Заявл. : 04.03.2016 ; опубл. : 03.05.2017.

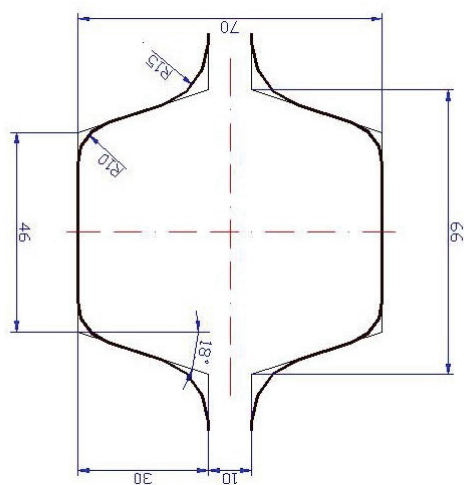
Приложение 1

Шаблоны калибров ЛПА

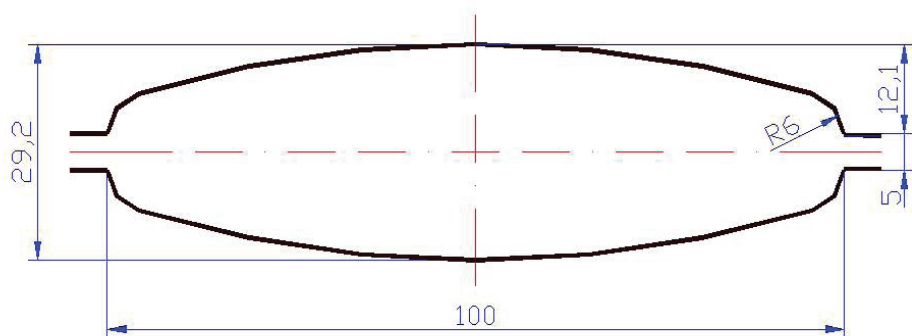
Клеть 1



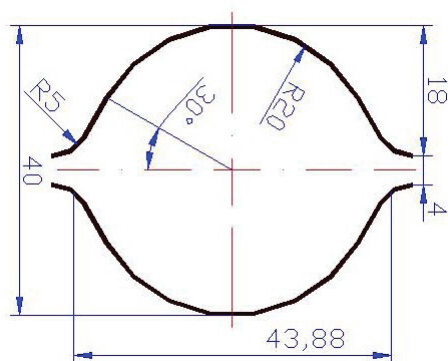
Клеть 2



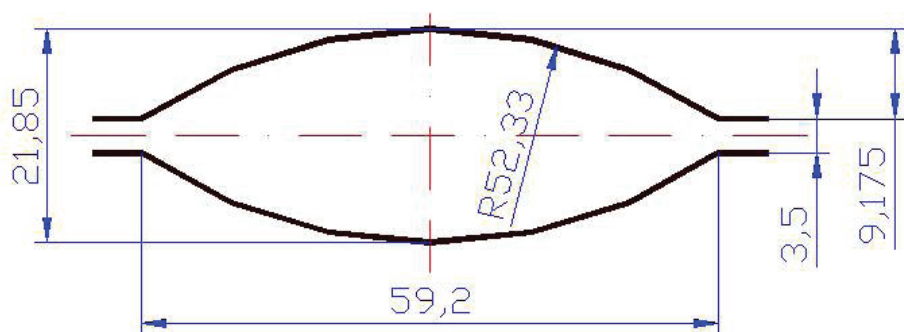
Клеть 3



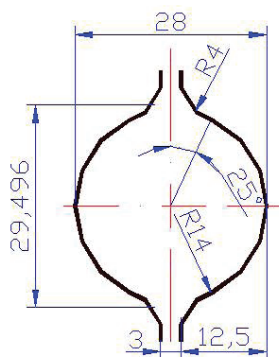
Клеть 4



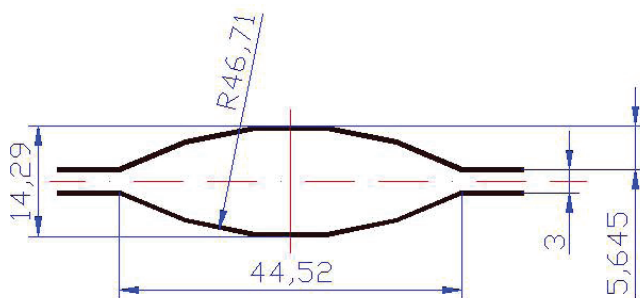
Клеть 5



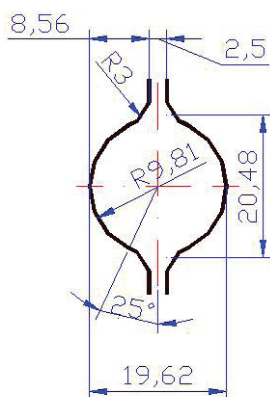
Клеть 6



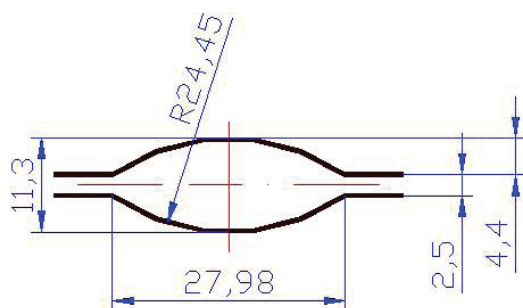
Клеть 7



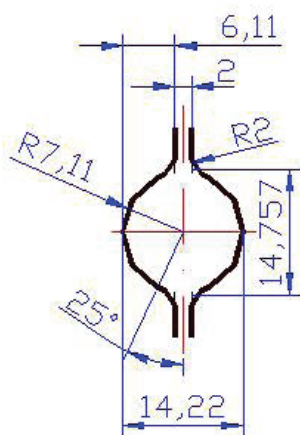
Клеть 8



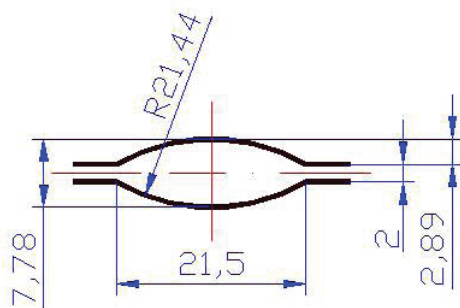
Клеть 9



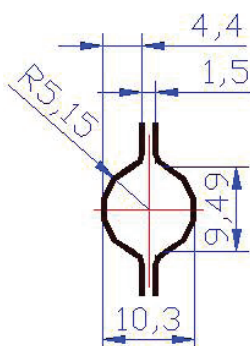
Клеть 10



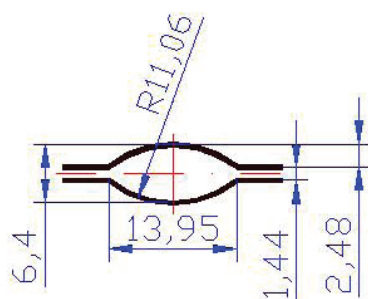
Клеть 11



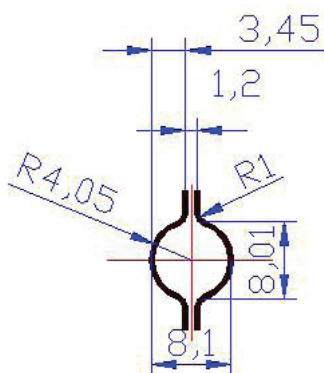
Клеть 12



Клеть 13



Клеть 14



Приложение 2

Номинальный режим прокатки медной катанки на литейно-прокатном агрегате

Группа катей	Номер катей	Форма калибра	Размеры калибра, мм			Размеры раската			Обжатие, мм	Уширение, мм	Коэффициент вытяжки			Диаметр валков, мм		Передающее число редуктора	Скорость прокатки, м/с	Частота вращения*, об/мин	
			ширина вреза	глубина вреза	зазор	высота, мм	ширина, мм	площадь поперечного сечения, мм²			λ	λ _к	D _в	D _к	валков			двигателя	
Черновая	Заготовка						70,0	120,0	8226,0										
	1	Ящичный	140/120	20,5	5	46,0	127,6	5793,0	24,0	7,6	1,420	—	480	439,6	69,77	0,249	10,82	754,9	
	2	Ящичный	66/46	30,0	10	70,0	53,0	3611,5	57,6	7,0	1,604	—	480	422,2	47,88	0,4	18,07	865,4	
	3	Овал	100	12,1	5	29,2	83,9	2125,2	23,8	13,9	1,699	—	480	459,7	40,17	0,679	28,21	1133,1	
	4	Круг	43,88	18,0	4	40,0	40,0	1256,6	43,9	10,8	1,691	—	480	452,6	24,4	1,148	48,45	1182,4	
Промежуточная	5	Овал	59,2	9,175	3,5	21,85	49,29	875,4	18,2	9,29	1,435	—	340	325,7	7,816	1,648	96,64	753,0	
	6	Круг	29,5	12,5	3	28,0	28,0	615,75	21,3	6,15	1,422	1,422	340	321,0	5,416	2,343	139,42		
	7	Овал	44,51	5,645	3	14,29	36,46	430,25	13,7	8,46	1,431	1,434	340	331,2	3,897	3,353	193,38		
	8	Круг	20,48	8,56	2,5	19,62	19,62	302,33	16,8	5,33	1,423	1,425	340	327,1	2,7	4,772	278,65		
	9	Овал	27,98	4,4	2,5	11,3	23,7	219,42	8,3	4,08	1,378	1,380	195	188,3	1,126	6,576	667,13	753,0	
	10	Круг	14,76	6,11	2	14,22	14,22	158,80	9,5	2,92	1,382	1,372	195	185,8	0,81	9,086	933,80		
	11	Овал	21,5	2,89	2	7,78	18,5	114,86	6,4	4,28	1,383	1,393	195	190,5	0,596	12,562	1259,25		
	12	Круг	9,49	4,4	1,5	10,3	10,3	83,32	8,2	2,52	1,379	1,380	195	188,4	0,427	17,317	1755,36		
	Чистовая	13	Овал	13,95	2,48	1,5	6,46	12,5	64,93	3,8	2,2	1,283	—	195	191,3	0,8	22,221	2218,27	1774,6
		14	Круг	8,01	3,45	1,2	8,1	8,1	51,53	4,4	1,64	1,260	—	195	189,8	0,574	28,0	2816,90	1616,9

*Среднее значение частоты вращения электродвигателя клетей 5—12 равно 753 об/мин.

